

UNIVERSITÉ DE SHERBROOKE
Faculté de génie
Département de génie électrique

CARACTÉRISATION D'UN FLUX ADAPTÉ AU PROCÉDÉ DE TREMPAGE POUR UN PROCÉDÉ DE BRASURE DE MICROPLAQUETTES À PAS FIN

Mémoire de maîtrise
Spécialité : génie électrique

Catherine MARSAN-LOYER

Jury : David DANOVITCH (directeur)
Julien SYLVESTRE
Valérie OBERSON

À la science

RÉSUMÉ

L'intégration 3D est la suite de l'évolution de la microélectronique vers la miniaturisation à haute performance. Les pièces à pas fins permettent la conception de produits dits 3D (ou 2.5D) qui maximisent l'espace pour les données et accélèrent les transferts, tout en minimisant l'espace physique et l'énergie requise par le dispositif. Le procédé de fabrication le plus largement utilisé est celui de puces à protubérances inversées (ou *flip-chip*) et il implique l'alignement de la puce sur son substrat à l'aide d'une tête automatisée. Le procédé de puces inversées est particulier du fait que les puces comportent une matrice d'interconnexions couvrant la majorité de leur surface, en comparaison au procédé de fils soudés (*wire bond*) où les connexions sont en périphérie des puces. Elles doivent donc être renversées pour être placées pour la soudure. Le rôle primaire du flux est de s'assurer que les boules de soudure sont bien désoxydées avant l'étape de brasure afin de garantir la qualité et la conductivité de cette dernière.

L'objectif de la recherche était de trouver un flux trempable qui satisfasse aux exigences des produits à pas fins soudés par thermocompression. Pour ce faire, les flux candidats ont été caractérisés tant sur le volet physico-chimique que sur le volet des phénomènes visco-inertiels en trempage. Cette caractérisation a permis de prédire le comportement des flux en trempage pour leur mouillabilité et la quantité de flux retirée, ainsi que la température où survenait un changement structurel important dans le flux, indiquant le moment où la réaction chimique de désoxydation culminait. La partie sous-jacente de l'objectif du projet devait aussi s'assurer de la compatibilité du nouveau flux avec les étapes d'encapsulation suivantes. Dans un tel procédé, cela signifiait la propreté après lavage, la compatibilité avec l'agent de remplissage époxy qui protège les pièces, l'ajout du capot métallique et les tests de fiabilité. Des trois candidats de flux testés, un seul a été choisi pour valider la méthode de trempage développée au travers des tests de fiabilités. Ces tests n'ont démontré aucune défaillance électrique et une fiche parfaite pour le test accéléré en humidité et température sous tension (HAST). Le test en cyclage thermique a fait apparaître des défauts mineurs sur 12% des pièces du flux choisi et d'un flux témoin.

Mots-clés : flux, trempage, thermocompression, pièces de 3D, pièces à pas fins, visco-inertie

REMERCIEMENTS

Mes premiers remerciements vont à mon directeur de recherche, David Danovitch, pour avoir cru en ma capacité d'accomplir ce projet. Sans lui, je n'aurais probablement jamais continué aux cycles supérieurs. Je suis aussi reconnaissante de sa patience pour mes nombreuses questions et de la pertinence de ses commentaires qui m'ont mené plus loin.

Je remercie aussi Nicolas Boyer, François Arguin, Edgar Tremblay, Pierre Beaulieu, Dragoljub Veljanovic, Clément Fortin et François Racicot pour leur temps et leur savoir-faire. Je n'oublie pas non plus tous ceux qui ont participé, de près ou de loin, à toute la ligne d'assemblage et de test, pour mes pièces.

Enfin, je tiens à remercier mon partenaire industriel dans ce projet, IBM Bromont, ainsi que le Centre de Collaboration MIQro Innovation (C2MI) et la Chaire de recherche de l'Université de Sherbrooke, pour m'avoir fourni plusieurs ressources essentielles à mon projet, ainsi qu'un accès presque illimité à tous ces laboratoires et équipements. Cela m'a donné une autonomie qui m'a permis d'épargner du temps, tout en étant vraiment maître de mon projet.

TABLE DES MATIÈRES

RÉSUMÉ	i
REMERCIEMENTS	iii
LISTE DES FIGURES	ix
LISTE DES TABLEAUX	xiii
LEXIQUE	xv
LISTE DES SYMBOLES	xvii
LISTE DES ACRONYMES	xix
Chapitre 1 Introduction.....	1
Chapitre 2 ÉTAT DE L'ART	7
2.1 Rôle du flux et techniques d'application	7
2.2 Technique de flux projeté	7
2.2.1 Technique de flux trempé	8
2.3 Modélisation et comportement d'un fluide en trempage	13
2.3.1 Analyse dimensionnelle	16
2.3.2 Fluides newtoniens, non newtoniens et thixotropie.....	17
2.3.3 Modules de perte et de stockage	18
2.4 Considérations pour le lavage du flux	19
2.5 Compatibilité du flux avec l'agent de remplissage époxy (<i>underfill</i>).....	20
2.6 Technologies concurrentes	21
2.7 Intérêt du partenaire industriel.....	24
Chapitre 3 MÉTHODOLOGIE	25
3.1 Matériaux	25
3.1.1 Matériel et chimiques	25
3.1.2 Flux	26
3.2 Caractérisation des flux	27
3.2.1 Caractérisations physico-chimiques	27
3.2.2 Caractérisation visco-inertielle	32
3.3 Essais des procédés	35
3.3.1 Assemblage en thermocompression	35
3.3.2 Lavage	37
3.3.3 Application de l'agent de remplissage époxy	37
3.3.4 Microscopes	38
3.3.5 Matrices de pièces de test	39
3.4 Méthode expérimentale : validité d'une pièce	39
3.4.1 Vérification des joints de brasure	40
3.4.2 Validation de propreté	41
3.4.3 Validation de compatibilité avec l'agent de remplissage époxy (microscopie acoustique).....	43

3.4.4	Vérification non destructive de l'intégrité (X-ray pour ponts et micro-billes) ...	43
3.4.5	Validation du comportement en fiabilité.....	44
Chapitre 4	RÉSULTATS	47
4.1	Le flux et son comportement.....	47
4.1.1	Caractérisation physico-chimique en laboratoire de chimie	47
4.1.2	La viscosité.....	50
4.1.3	Caractérisation des phénomènes visco-inertiels (test de la bille).....	57
4.2	Matrices de pièces de test	65
4.2.1	Matrice 1	65
4.2.2	Matrice 2	67
4.2.3	Matrice 3	71
4.2.4	Matrice 4	74
4.2.5	Matrice 5	75
Chapitre 5	CONCLUSION	87
LISTE DES RÉFÉRENCES		91

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 : Technologie <i>wire bond</i> vs technologie <i>flip chip</i> [2].....	2
Figure 1.2 : Empilement de microplaquettes en <i>wire bond</i> [4]	2
Figure 1.3 : Empilement de microplaquettes en <i>flip-chip</i> [5].....	2
Figure 2.1: Quantité de flux souhaitable en trempage[16]	8
Figure 2.2 : Plaque de trempage ronde [20]	10
Figure 2.3 : Plaque de trempage linéaire avec réservoir [18]	10
Figure 2.4 : Effet de la grandeur de la microplaquette [22].....	12
Figure 2.5 : Épaisseur du film de fluide en fonction du nombre de Capillarité (carrés noirs : fibre 12.5µm de rayon, carrés blancs : fibre 63.5µm de rayon) [8].....	15
Figure 2.6 : Viscosité en fonction du taux de cisaillement[30]	18
Figure 2.7 : Assemblage <i>flip-chip</i> avec micro-tips à basse température et sans flux [42]	23
Figure 3.1 : Plaque de trempage linéaire	26
Figure 3.2 : Puits de trempage personnalisés.....	26
Figure 3.3 : Billes de trempage	26
Figure 3.4 : Billes de 578µm de diamètre	26
Figure 3.5 : Billes de 29µm de diamètre	26
Figure 3.6 : Graphique pour le calcul du nombre d'acide au titro-processeur pour le Flux 1 ...	29
Figure 3.7 : Points d'inflexion pour le calcul du nombre d'acide pour le Flux 1	29
Figure 3.8 : Images inspirant le test de la bille[18]	32
Figure 3.9 : Montage de trempage sur l'outil Instron.....	33
Figure 3.10 : Montage de trempage sur l'outil N-tool	34
Figure 3.11 : Montage pour acquisition d'images pour le test de bille au N-tool.....	34
Figure 3.12 : Profil de soudure de la Panasonic	35
Figure 3.13 : Intérieur de l'équipement Panasonic	35
Figure 3.14 : Intérieur de l'équipement de lavage Fortino.....	37
Figure 3.15 : Image en microscopie optique	38
Figure 3.16 : Image en microscopie optique UV.....	38
Figure 3.17 : Image en microscopie à balayage électronique.....	38
Figure 3.18 : Image en microscopie acoustique	39
Figure 3.19 : Matériel pour le test destructif d'arrachement de la microplaquette	40
Figure 3.20 : Pièce prête à être arrachée	40
Figure 3.21 : Pièces arrachées prêtes pour l'analyse	40
Figure 3.22 : Soudure non mouillée	41
Figure 3.23 : Mouillage partiel	41
Figure 3.24 : Mouillage adéquat.....	41
Figure 3.25 : Rupture à la base du pilier sur la microplaquette	41
Figure 3.26 : Rupture à l'intermétallique	41
Figure 3.27 : Rupture intermétallique et passivation.....	41
Figure 3.28 : Rupture dans la couche de passivation.....	41
Figure 3.29 : Présence de résidus du flux 1 après lavage	42
Figure 3.30 : Pièce propre après lavage (flux 1, recuit en fournaise).....	42
Figure 3.31 : Présence de peu de résidus du flux 1 après lavage.....	42
Figure 3.32 : Résidus de flux formant un pont (Flux 3)	42
Figure 3.33 : Résidus de flux du Flux 2.....	42
Figure 3.34 : Désalignement en microscopie UV (Flux 1).....	42

Figure 3.35 : Aucun vide avec le flux 1	43
Figure 3.36 : Un seul vide avec le flux 3	43
Figure 3.37 : Plusieurs vides avec le flux 3	43
Figure 3.38 : Imagerie X-ray sur une pièce 3D à pas fins encapsulée	44
Figure 3.39 : Schéma de l'empilement 3D du test véhicule à pas de 50µm	44
Figure 4.1 : Spectre infrarouge du Flux 2 avant et après TGA (425°C)	49
Figure 4.2 : Spectre infrarouge du Flux 1 avant et après TGA (425°C)	49
Figure 4.3 : Spectre infrarouge du Flux 3 avant et après TGA (425°C)	49
Figure 4.4 : Aspect visuel des trois flux candidats	51
Figure 4.5 : Viscosité sous la contrainte pour Flux 2	51
Figure 4.6 : Viscosité sous la contrainte pour Flux 1	51
Figure 4.7 : Viscosité sous la contrainte pour Flux 3	51
Figure 4.8 : Graphique du module de stockage pour Flux 2	52
Figure 4.9 : Graphique du module de perte pour Flux 2	52
Figure 4.10 : Graphique des modules de perte et de stockage pour Flux 1	52
Figure 4.11 : Graphique des modules de perte et de stockage pour Flux 3	53
Figure 4.12 : Aggrandissement du graphique des modules de perte et de stockage pour Flux 3	53
Figure 4.13 : Viscosité sous contrainte thermique pour Flux 2	55
Figure 4.14 : Modules de perte et stockage en température pour Flux 2	55
Figure 4.15 : Viscosité sous contrainte thermique pour Flux 1	56
Figure 4.16 : Modules de perte et stockage en température pour Flux 1	56
Figure 4.17 : Viscosité sous contrainte thermique pour Flux 3	56
Figure 4.18 : Modules de perte et stockage en température pour Flux 3	56
Figure 4.19 : Variation du poids de flux en fonction de la vitesse pour Flux 2	62
Figure 4.20 : Variation du poids de flux en fonction de la vitesse pour Flux 1	62
Figure 4.21 : Variation du poids de flux en fonction de la vitesse pour Flux 3	62
Figure 4.22 : Bille de 578µm de diamètre trempée dans le Flux 2	65
Figure 4.23 : Bille de 9.5 mm de diamètre trempée dans le Flux 2	65
Figure 4.24 : Résidus de flux après lavage Flux 2	66
Figure 4.25 : Résidus de flux après lavage Flux 1	66
Figure 4.26 : Résidus de flux après lavage Flux 3	66
Figure 4.27 : Microscopie acoustique sur Flux 2	67
Figure 4.28 : Microscopie acoustique sur Flux 3	67
Figure 4.29 : Nombre de joints non mouillés par flux pour la matrice 2	68
Figure 4.30 : Résidus de flux pour le Flux 2	70
Figure 4.31 : Résidus de flux pour le Flux 1	70
Figure 4.32 : Résidus de Flux 2 grossis 3000X	70
Figure 4.33 : Résidus de Flux 2 grossis 17000X	70
Figure 4.34 : Résidus de Flux 1 grossis 850X	70
Figure 4.35 : Résidus de Flux 1 grossis 3000X	70
Figure 4.36 : Propreté après lavage de Flux 2 pour la matrice 3	74
Figure 4.37 : Propreté après lavage de Flux 1 pour la matrice 3	74
Figure 4.38 : Piliers de cuivre (µC4) tombés	77
Figure 4.39 : Interconnexion à soudure non montante pour Flux 2 (gauche)	77
Figure 4.40 : Interconnexion à soudure semi-montante pour Flux 2 (centre)	77
Figure 4.41 : Interconnexion à soudure montante pour Flux 2 (droite)	77

Figure 4.42 : Analyse des intermétalliques de la soudure avec Flux 2.....	78
Figure 4.43 : Gravure de la soudure par Flux F.....	79
Figure 4.44 : Indication du stress subit en thermocompression par une soudure	80
Figure 4.45 : Mesure du désalignement des interconnexions après soudure.....	80
Figure 4.46 : Défauts sous DTC pour Flux 2.....	82
Figure 4.47 : Deuxième numérisation pour délaminations sous DTC pour Flux 2	82
Figure 4.48 : Analyse destructive en coupe transversale pour Flux 2	82
Figure 4.49 : Défauts sous DTC pour Flux F	83
Figure 4.50 : Ligne de coupe transversale pour défauts sous DTC pour Flux F	83
Figure 4.51 : Fissuration de la couche de passivation de l' <i>interposer</i>	83
Figure 4.52 : Microfissuration des <i>coussinets</i> de l' <i>interposer</i> et infiltration d'époxy.....	83
Figure 4.53 : Vides dans l'agent de remplissage époxy pour Flux 3 avant DTC.....	84
Figure 4.54 : Défauts sous DTC pour Flux 3.....	84
Figure 4.55 : Résidus de flux sous lumière UV en coupe transversale	84

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1 : Analyse dimensionnelle du test de la bille	17
Tableau 2.2 : Détail des modules de perte et de stockage	19
Tableau 3.1 : Critères initiaux du choix des candidats de flux	27
Tableau 3.2 : Profils de température utilisés en TGA	31
Tableau 3.3 : Profil général de thermocompression	36
Tableau 3.4 : Type de microscopes utilisés	38
Tableau 3.5 : Résumé des matrices de tests.....	39
Tableau 3.6 : Détail du test de fiabilité DTC pour pièces sans capots	45
Tableau 3.7 : Détail du test de fiabilité HAST	46
Tableau 4.1 : Résultats de la caractérisation physico-chimique des flux	47
Tableau 4.2 : Comparaison des performances de l'appareil TGA et de l'outil de thermocompression.....	48
Tableau 4.3 : Valeurs des flux Flux 2 et Flux 1 utilisées pour le calcul du poids de flux.....	57
Tableau 4.4 : Valeurs de calcul reliées aux billes de tests.....	57
Tableau 4.5 : Poids théoriques selon les différentes équations et poids mesuré pour Flux 2....	58
Tableau 4.6 : Écart entre la meilleure approximation et le poids réel de Flux 2	58
Tableau 4.7 : Écart entre la meilleure approximation et le poids réel de Flux 1	59
Tableau 4.8 : Nombre adimensionnel Lo en fonction des vitesses de retrait pour le Flux 2....	63
Tableau 4.9 : Poids de flux estimés selon le nombre de Lo et la vitesse de retrait pour Flux 2 sur produit à pas fins	64
Tableau 4.10 : Première matrice de pièces de test.....	66
Tableau 4.11 : Deuxième matrice de pièce de test	67
Tableau 4.12 : Nombre de joints non mouillés par flux pour la matrice 2	68
Tableau 4.13 : Force de rupture par flux pour la matrice 2	69
Tableau 4.14 : Troisième matrice de pièce de test.....	72
Tableau 4.15 : Nombre de joints non mouillés pour la matrice 3.....	73
Tableau 4.16 : Force de rupture des joints de brasure par flux pour la matrice 3	73
Tableau 4.17 : Quatrième matrice de test	75
Tableau 4.18 : Nombre de joints non mouillés pour la matrice 4.....	75
Tableau 4.19 : Cinquième matrice de test	76
Tableau 4.20 : Résultats du test de l'arrachement de la microplaquette pour la matrice 5	76
Tableau 4.21 : Résultats du test de fiabilité HAST	81
Tableau 4.22 : Résultats du test de fiabilité DTC	81
Tableau 4.23 : Matrice du test exact de Fisher	85

LEXIQUE

Terme technique	Définition
Agent de remplissage époxy	Pâte époxy non conductrice servant à protéger la matrice d'interconnexions, aussi appelée <i>underfill</i> .
Capot	Protection finale placée sur la pièce encapsulée.
<i>Flip-chip</i>	Méthode d'assemblage par puces à protubérances inversées.
Flux	Produit chimique désoxydant.
Interposeur	Microplaquette soudée sur un substrat qui sert d'intermédiaire entre le substrat organique et la ou les microplaquettes supérieures.
Joint de brasure	Interconnexion formée lors de la fonte des soudures.
Microplaquette	Plaque de forme rectangulaire en silicium sous laquelle se trouve la matrice d'interconnexions à souder.
Pas	Distance entre les centres des joints de brasure.
Rhéopaisissant	Fluide dont la viscosité augmente sous la contrainte.
Rhéofluidifiant	Fluide dont la viscosité diminue sous la contrainte.
Substrat	Plaque organique ou céramique dont la surface contient les réceptacles pour recevoir la microplaquette.
Thermocompression	Méthode d'assemblage provoquant la fonte des soudures sous pression et en température.
Trempage	Action de tremper un solide dans un fluide afin d'en recouvrir la surface.
<i>Wire bond</i>	Méthode d'assemblage où les interconnexions sont faites à partir de fils.

LISTE DES SYMBOLES

Symbole	Définition
h	Épaisseur de fluide sur le solide
r	Rayon
Ca	Nombre de capillarité
μ	Viscosité
v	Vitesse de retrait
σ	Tension de surface
ρ	Densité
We	Nombre de Weber
δ	Entraînement visqueux
L	Profondeur du film de trempage
m	Masse
d	Diamètre
Lo	Nombre adimensionnel développé pour le projet (forces d'arrachement/forces visqueuses)
τ	Force de cisaillement
γ	Taux de cisaillement
G'	Module de perte
G''	Module de stockage
A	Aire de la surface trempée
EP	Point d'inflexion

LISTE DES ACRONYMES

Acronyme	Définition
Ag	Argent
BGA	<i>Ball Grid Array</i> , soit la matrice de billes de soudure sous le substrat qui sert à l'attachement à la carte.
C4	<i>Controlled Collapsed Chip Connection</i> , soit la bille de soudure sous la microplaquette qui fond pour former le joint de brasure.
μC4	Micro-C4, parfois utilisé pour les piliers de cuivre
C2MI	Centre de Collaboration MiQro Innovation
Cu	Cuivre
DTC	<i>Deep Thermal Cycling</i> , test de fiabilité en fatigue thermique
fps	Images/seconde (<i>frame per second</i>)
FTIR	<i>Fourier Transform Infrared Spectroscopy</i> , soit une technique permettant de déterminer les composants atomiques d'un inconnu par spectroscopie infrarouge.
gf	Gramme-force (anglicisme)
HAST	<i>Highly Accelerated Stress Test</i> , test de fiabilité en humidité et température, avec ou sous tension
KOH	Hydroxyde de potassium (base forte)
lbf	Livre-force (anglicisme)
LLD	Landau-Levich-Dejarguin
RF	Recuit de fournaise
SAC	Sn-Ag-Cu, alliage étain-argent-cuivre
TC	Thermocompression

Chapitre 1 Introduction

La recherche d'une méthode d'assemblage sans failles pour les nouveaux produits de microélectronique à pas fins constitue une pièce maîtresse dans la satisfaction d'un marché toujours plus avide en miniaturisation de haute performance. Cette demande peut être décrite par la loi de Moore qui veut que, si la tendance se maintient, le besoin de produits plus performants, contenant toujours plus de transistors, sera tel que les technologies existantes ne pourront pas y répondre [1]. La recherche de solutions pour ces produits innovateurs implique les vastes domaines de la microélectronique et des semi-conducteurs, mais aussi des notions de génie des matériaux, de chimie, de mécanique des fluides et de fiabilité de pièces électroniques en utilisation.

Un volet majeur de l'encapsulation microélectronique est d'assembler des pièces entre-elles afin qu'elles puissent communiquer à l'aide de signaux électriques. Il en résulte des montages complexes réunissant des microprocesseurs, des cartes mémoires et des modules logiques, pour n'en nommer que quelques-uns. Il existe deux façons très répandues d'effectuer ces assemblages : le *wire bond* et le *flip-chip* (Figure 1.1). La première tire un fil à partir de la périphérie des microplaquettes pour le connecter au substrat. Cette méthode a l'avantage d'engendrer peu de contraintes dans l'interconnexion et pourrait être efficace au niveau de la dissipation de la chaleur, par contre le chemin qui doit être parcouru par les signaux, représenté par les flèches sur la figure, est plus long que pour la deuxième méthode. Cela peut devenir problématique avec l'augmentation du nombre de connexions [2]. C'est pourquoi, avec l'augmentation du nombre de transistors, on préférera la méthode des puces à protubérances inversées, ou *flip-chip*. Cette méthode permet le pas fin et la haute densité d'interconnexions requise pour les nouveaux produits suivant la tendance de miniaturisation [3], ainsi qu'une meilleure performance électrique avec moins d'inductance par interconnexion.

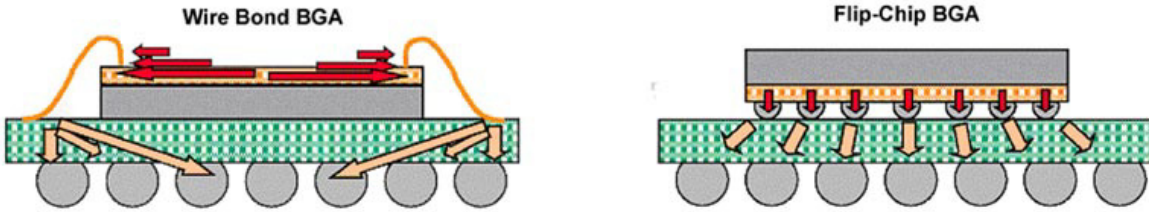


Figure 1.1 : Technologie *wire bond* vs technologie *flip chip*[2]

Ces produits se traduisent par des microplaquettes à pas fins dont la distance entre les centres des billes de soudure (appelée le *pas*, ou *pitch*) est réduite pour accommoder un plus grand nombre de billes, donc de connexions, pour une même grandeur de microplaquette. Dans l'optique de toujours sauver plus d'espace, ces microplaquettes pourront être empilées, pour former les produits 3D ou 2.5D. Les figures suivantes montrent bien la différence entre un empilement de microplaquettes en assemblage *wire bond* (Figure 1.2) et un empilement en assemblage *flip-chip* (Figure 1.3). Malgré que les images ne comparent pas le même produit, on voit immédiatement l'avantage du côté de l'encombrement de l'assemblage.

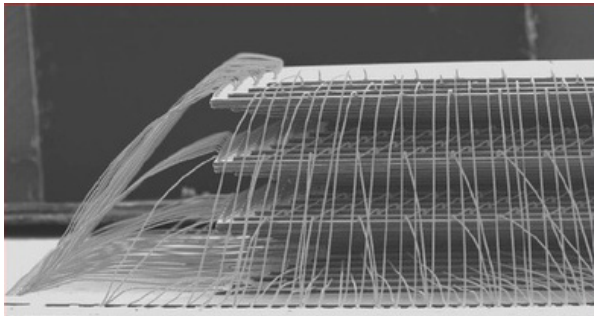


Figure 1.2 : Empilement de microplaquettes en *wire bond*[4]

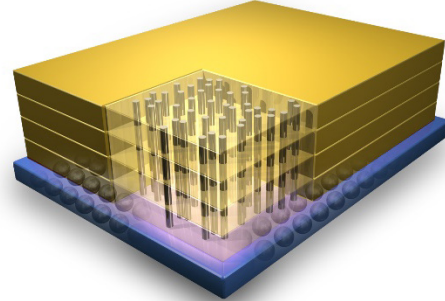


Figure 1.3 : Empilement de microplaquettes en *flip-chip*[5]

C'est donc vers l'assemblage de type *flip-chip* que l'industrie de la microélectronique se tourne pour les nouveaux produits 3D. Ses avantages de performance électrique, combinés à ceux de pouvoir produire un montage épuré avec une forte densité de brasure, lui valent cette préférence [3]. La dernière caractéristique propre aux produits 3D à pas fins utilisés dans le projet est celle du remplacement des C4 (*Controlled Chip Collapse Connections*) par des piliers de cuivre. Ces derniers, contrairement aux C4, ne s'effondrent pas lors de la formation des joints de brasure. L'effondrement traditionnel, et désiré, des C4 augmente les risques de ponts entre les soudures avec la diminution des pas (distance entre les soudures). De plus, il augmente aussi les risques d'affecter les étapes suivantes du procédé d'encapsulation [4].

Toutefois, il restait encore un choix à faire, à même cette méthode, soit la façon dont la fonte des soudures est provoquée. Traditionnellement, la fonte survient lors d'un passage en fournaise de recuit, où la pièce est exposée à différentes zones de température, selon un profil prédéfini. Ce procédé dure plusieurs minutes, mais peut admettre un grand nombre de pièces en même temps à l'intérieur de l'équipement [5]. Toutefois, certains problèmes surviennent pour cette méthode avec l'avènement des pièces à pas fins. Ces dernières requièrent un alignement plus précis, qui doit être maintenu jusqu'au moment de la fonte. Elles ont aussi des microplaquettes dont l'épaisseur réduite est sujette au gauchissement en température et qui nécessitent donc un maintien durant la brasure. C'est la méthode de la thermocompression qui vient résoudre ces problématiques. Dans ce procédé, la microplaquette est manipulée par une tête chauffante automatisée qui l'accompagne et provoque la fonte à l'aide d'une pression et d'une température appliquée en quelques secondes. Cette tête offre donc l'alignement précis nécessaire, en plus de soutenir la microplaquette durant le profil de température appliqué [7].

Dans les deux méthodes, il est nécessaire de désoxyder les billes de brasure avant de procéder, à l'aide d'un flux. La méthode de trempage pour l'application du flux, étudiée ici, est déjà bien répandue. Par contre, si elle est amplement décrite dans la littérature lorsqu'on s'interroge sur le comportement d'un fluide de trempage pour les cas de fibres trempées dans différents liquides [8]–[10], il s'avère beaucoup moins évident de trouver réponse lorsqu'on cherche à définir celui d'une bille de soudure dans un flux. La différence avec le terrain connu est non seulement la forme du solide trempé, mais aussi les caractéristiques visqueuses et inertielles du flux, ainsi que les contraintes de procédé. L'intérêt est d'être en mesure de proposer une nouvelle méthode bien définie pour poursuivre la fabrication de pièces à pas fins tout en acquérant une compréhension fondamentale du phénomène. L'objectif du projet de recherche est donc de livrer une méthode d'application de flux par trempage, compatible avec la soudure des pièces à pas fins par la méthode de thermocompression et les étapes subséquentes, incluant une étude des paramètres optimaux et en proposant un flux caractérisé en laboratoire et ayant fait ses preuves.

Cet objectif se divise en deux sous-objectifs. Le premier est d'examiner des candidats potentiels de flux en les caractérisant et en développant leur méthode d'application. La caractérisation

s'effectue à l'aide de tests physico-chimiques sur le produit afin de connaître ses propriétés. Cela permet d'établir une liste de propriétés générales pour un flux de trempage adéquat. De plus, comme ce flux devra pouvoir se soumettre aux contraintes de la thermocompression, ses comportements en température sont aussi étudiés. Ce sous-objectif comprend aussi la méthode d'application, soit le trempage en lui-même. La méthode est définie et fournit les paramètres optimaux pour le produit étudié. Ces informations serviront à la validation d'autres flux dans le futur pour une même application.

Le deuxième sous-objectif est d'assurer la compatibilité du nouveau flux et ses paramètres de trempage avec toutes les étapes d'encapsulation. Cette vérification implique de bâtir des pièces avec le flux retenu et de les faire poursuivre la route de fabrication en testant chacun des points critiques. Ces points critiques sont surtout situés aux étapes de lavage, où il ne devra pas laisser de résidus, et d'application de l'agent de remplissage époxy, où il ne devra pas créer de vides ou de délaminations. La vérification s'étend toutefois à toutes les étapes de fabrication, impliquant toutes les inspections de mise pour un produit standard, le point final étant au niveau des tests électriques et de fiabilité. Les pièces bâties à l'aide du nouveau flux doivent passer tous les tests positivement afin que le flux soit jugé compatible.

La majorité des résultats de ce projet sont des contributions originales et constitueront des ressources pertinentes et accessibles pour les chercheurs dans le domaine. En effet, s'il est connu que l'industrie se penche sur le problème de l'assemblage des pièces à pas fins, les résultats des recherches sont bien souvent confidentiels ou alors, même publiés, ils sont souvent pauvres en détails ou extrêmement orientés vers une problématique précise. De plus, il est possible que certains des résultats de ce projet soient totalement inédits à ce jour, puisqu'il s'agit d'une nouvelle technologie aux limites de la science actuelle. L'approche proposée dans ce projet pour comprendre et développer la méthode de trempage offre non seulement une méthode prouvée d'assemblage compatible avec la thermocompression au niveau de la soudure pour pièces à pas fins, mais elle peut aussi servir de référence pour les projets futurs autour du même thème.

Ce document présente toute la recherche effectuée sur le sujet dans le cadre du projet. Le prochain chapitre présente l'état de l'art entourant l'étude, s'étend sur les différents aspects

reliés à la recherche, en commençant par le rôle du flux et ses techniques d'application, incluant la méthode de trempage ainsi que les phénomènes propres à un fluide trempé. On y retrouve aussi un aperçu des interactions avec le flux et d'autres procédés incluant l'option d'un flux sans lavage et des technologies concurrentes de la méthode de trempage d'un flux. Le chapitre se termine avec une discussion sur l'intérêt du projet pour le partenaire industriel. Le troisième chapitre explique la méthodologie utilisée sur tous les aspects du projet. On y retrouve la méthode expérimentale, mais aussi les matériaux utilisés, les équipements, les outils, les tests en laboratoire de chimie et le détail des matrices de pièces de test. Le quatrième chapitre expose les résultats des travaux portant sur la caractérisation d'un flux, sa méthode de trempage, sa compatibilité avec les étapes de procédés subséquentes et ses performances sur la chaîne de montage du partenaire industriel. Enfin, le dernier chapitre conclut en faisant un sommaire des accomplissements ainsi que des contributions et propose des pistes pour les travaux futurs pouvant découler de ce projet.

Chapitre 2 ÉTAT DE L'ART

2.1 Rôle du flux et techniques d'application

Le procédé de fabrication le plus largement utilisé est celui de puces à protubérances inversées (ou *flip-chip*) et il implique l'alignement des terminaisons de soudures sur la puce (aussi connue comme des billes de brasure) aux coussinets correspondants sur son substrat (où les sites correspondants sont nommés *pads*) à l'aide d'une tête automatisée. Ces derniers sont ensuite recuits, soit par transport à l'intérieur d'une fournaise de recuit à l'aide d'un convoyeur, soit par thermocompression. Le recuit forme des joints de brasure entre les terminaisons pour créer les connexions électriques [5]. Le rôle du flux est de s'assurer que les terminaisons de soudure sont bien désoxydées avant l'étape de recuit afin de garantir la qualité des joints de brasure; trop peu de flux causera une mauvaise qualité du joint et trop de flux pourra non seulement engendrer des ponts entre les joints, mais pourra aussi être plus difficile à nettoyer et pourra causer des problèmes de compatibilité avec les étapes d'encapsulation subséquentes [11]. Le flux sert aussi à maintenir la microplaquette en place sur son substrat pendant son recuit par fournaise où les vibrations du convoyeur pourraient déplacer la puce vis-à-vis de son substrat [12]. Il existe plusieurs techniques d'application de flux, mais deux sont principalement utilisées pour l'application avant la soudure de la microplaquette. Il s'agit de la technique du flux pulvérisé et du flux trempé. Dans un contexte de production, les deux méthodes doivent être reproductibles et répétables, afin d'assurer un bon contrôle de la quantité de flux sur chaque pièce.

2.2 Technique de flux projeté

La technique du flux projeté consiste à atomiser puis pulvériser le flux à travers une buse vers le substrat pour couvrir tous les *pads* de soudure. Un des défis majeurs associés à cette technique d'application sans contact est de produire un film de flux uniforme et complet sur la surface de la pièce. Une attention particulière doit être portée à la viscosité et à la tension de surface du flux, afin d'éviter que le film appliqué ne se regroupe en gouttelettes [13]. Dans le contexte des pièces à pas fins, cette façon d'appliquer le flux pourrait s'avérer problématique, car la totalité de la zone de la matrice d'interconnexions est noyée de flux. En effet, les espaces réduits créés

par ce nouveau type de pièce pourraient rendre plus difficile le nettoyage d'une grande quantité de flux.

Il existe plusieurs façons de valider la qualité d'exécution de la méthode du flux projeté, les deux plus courantes étant la mouillabilité et le poids. Le premier point est un test de vérification de la capacité de mouillage (*wetting*) d'un flux, soit la capacité du flux à mouiller ou recouvrir les surfaces à désoxyder. Le deuxième point est celui du poids de flux. Ces poids sont normalisés selon le type de produit et le type de flux, il s'agit d'un élément qui est suivi avec soin afin d'assurer la répétabilité de la méthode pour le flux projeté [5].

2.2.1 Technique de flux trempé

Le procédé de trempage consiste à tremper les boules de soudures situées sous la microplaquette dans un film de flux d'une épaisseur prédéterminée. Un bon procédé de trempage laisse du flux sur chaque boule de soudeuse et ne forme pas de ponts de flux entre les boules. Ce genre de ponts amène le risque de laisser des boules de soudeuse non mouillées, ou sans flux, ou d'amener la formation de ponts métalliques entre les soudures [14]. La Figure 2.1 montre la quantité idéale de flux sur des piliers de cuivre de soudeuse ainsi que deux situations pouvant se produire lorsque le film de flux est trop épais (à gauche) ou lorsqu'une trop grande quantité est retirée et qu'un pont est formé (à droite) [15].

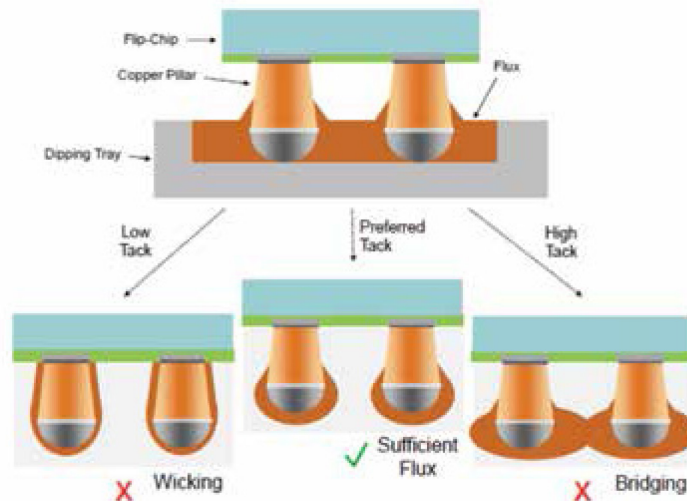


Figure 2.1: Quantité de flux souhaitable en trempage[16]

La profondeur de ce film devrait idéalement être de la moitié de la hauteur des billes de soudure [17]. Cependant, il existe plusieurs sortes de produits, donc plusieurs hauteurs de billes ainsi que plusieurs dispositifs de trempage, telles des plaques avec puits, ont déjà des profondeurs prédéfinies. Il s'agit donc de se servir de la moitié de la hauteur de la boule de soudure comme d'un point de départ. De plus, comme il faudra éventuellement développer un procédé applicable à une ligne de production, celui-ci devra pouvoir accommoder plusieurs types de produits n'apportant aucun ou très peu de changements au montage en place.

La mouillabilité a été abordée plus haut et dans le cas du flux trempé elle est tout aussi importante, car il s'agit aussi de contacter toutes les boules de soudure. Comme c'est un paramètre clé pour cette méthode, il est judicieux de le considérer avec le même soin pour la méthode de trempage étudiée pour le projet. Un test de mouillage mené dans la littérature pour un procédé de trempage des billes de soudure suggère une vitesse d'immersion de 10 mm/s, pour une profondeur d'immersion de 5 mm et un temps de mouillage de 10 secondes [18]. Les variables de trempage peuvent grandement influencer la capacité de mouillage d'un flux. En effet, un trempage trop peu profond, par exemple, pourrait ne pas fournir une quantité suffisante de flux [19]. En contrepartie, les tests de mouillage doivent refléter le plus possible les paramètres de trempage envisagés pour un procédé de production. La capacité de mouillage d'un flux est l'un des paramètres les plus importants de sa validité pour le procédé de trempage étudié, car il est primordial qu'il recouvre toutes les boules de soudure, ce qui peut rapidement devenir complexe pour les microplaquettes dites «larges», pouvant compter au-delà de 100 000 interconnexions.

Il existe deux méthodes principales pour effectuer le trempage : sur plaque ronde et sur plaque linéaire avec réservoir. La méthode sur plaque ronde (Figure 2.2) implique la détermination de la hauteur de flux à l'aide d'une lame qui est ensuite mise en rotation sur le rayon de la plaque pour uniformiser le film. Cette lame est en mouvement constant afin de garder le flux homogène et au niveau. Cette méthode est avantageuse pour le développement et le prototypage, car il est possible d'ajuster facilement la hauteur du film à des dimensions qui ne seraient pas standardisées. Par contre, le flux est exposé à l'air libre et vieillit donc plus rapidement. S'il contient des solvants, il y a risque d'évaporation. Cette méthode n'est donc pas idéale dans un contexte de production où il faut fabriquer de grandes quantités rapidement [12], car le

vieillissement du flux à l'air libre n'assure pas la même qualité de produit pour chaque pièce trempée. De plus, comme l'épaisseur du film de flux est ajustée pour une quantité donnée de flux, chaque pièce trempée amène avec elle un peu de flux et il faudra rajouter du flux périodiquement dans le disque pour maintenir les mêmes conditions d'opération. Il devient alors évident qu'une méthode d'application de flux selon un procédé d'approvisionnement de flux non continu comme celui-ci signifierait trop de pertes de temps pour être rentable en production de grands volumes.

La deuxième méthode de trempage est celle qui est favorisée dans ce projet, soit la méthode sur plaque linéaire avec réservoir (Figure 2.3). Il s'agit d'une plaque sur laquelle peut se déplacer un réservoir sans fond, dans lequel est contenu le flux. Le réservoir se déplace ainsi au-dessus d'un puits pour le remplir d'une quantité de flux qui servira au trempage. La profondeur du puits est fixe. Cette méthode semble la plus prometteuse, car elle procure un apport de flux en continu, tout en empêchant son vieillissement par un contact prolongé à l'air. Des expériences menées sur le montage de la Figure 2.3 ont démontré que la vitesse de déplacement du réservoir au-dessus du puits, ainsi que la viscosité du flux avaient un impact sur la qualité du procédé [18]. Les propriétés d'une bonne méthode de trempage restent toutefois à déterminer, selon les auteurs [18].

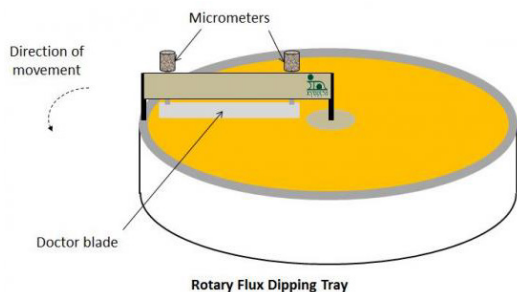


Figure 2.2 : Plaque de trempage ronde [20]

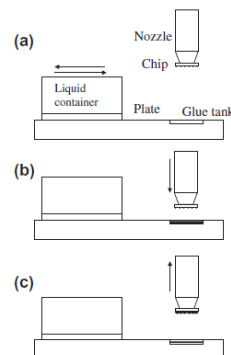


Figure 2.3 : Plaque de trempage linéaire avec réservoir [18]

Un point commun entre les deux méthodes est que le dispositif de trempage se trouve très souvent à même l'équipement de placement de la microplaquette sur son substrat, afin d'éviter trop de déplacements indésirables des composants avant soudure [12]. Il s'agit ici de minimiser aussi le temps de procédé afin que celui-ci soit rentable. De plus, moins de déplacements signifient moins de chances de déplacement de la microplaquette par rapport à son substrat, ce

qui minimise l'importance de la propriété d'adhésivité du flux de trempage, dans le contexte d'une fonte de soudure en thermocompression.

La littérature livre ensuite divers détails sur la méthode de trempage en général. Il faut savoir que, malgré que le procédé soit largement utilisé en industrie aujourd'hui, les résultats et précisions sur la méthode sont la plupart du temps protégés par le secret industriel. De plus, les connaissances actuelles portent sur des produits à pas plus larges que ceux étudiés dans le projet, ainsi les méthodes connues ont été approchées en tenant compte des défis des pièces à pas fins.

Une source souligne que la qualité du trempage dépend de paramètres critiques comme la vitesse de retrait, mais elle souligne aussi l'importance de la microplaquette, soit sa géométrie, la disposition de ses boules de soudures et son orientation angulaire [21]. Cette remarque amène à considérer non seulement le film de flux et ses propriétés, mais aussi la microplaquette elle-même. Dans un cas où la planéité de la microplaquette ou la variation de volume des billes ne placerait pas toutes les billes au même niveau, il serait probable que certaines restent sans flux, ce qui occasionnerait une soudure non mouillée, donc plus à risque d'être de mauvaise qualité. Les billes de soudures pourraient aussi être endommagées en entrant en contact avec la plaque de trempage, si elles ne se trouvent pas au niveau attendu [11]. Cette remarque en amène une autre, car si la microplaquette peut présenter un défaut de planéité, l'outil de placement peut lui aussi être en faute en n'offrant pas un bon parallélisme entre sa tête plaçante et la plaque de trempage. La taille de la microplaquette est aussi à considérer, puisque les variations de planéité peuvent devenir plus importantes avec cette variable. Il s'agit de vérifier les deux composantes et de les organiser de façon à ce que l'ensemble soit plat et parallèle.

La grosseur de la microplaquette peut influencer le procédé d'une autre manière. En effet, il a été démontré que plus la microplaquette est petite, plus elle est difficile à retirer du film de flux [22]. Cela est dû à l'aire de la surface de la microplaquette couverte par la tête aspirante qui tient la pièce et qui varie avec la grosseur de la microplaquette, mais où un certain paramètre, la largeur de contour (*keep out width*) est toujours conservée. Comme on peut le voir sur la Figure 2.4, c'est cette aire non soutenue par la tête aspirante qui a le plus d'impact sur les microplaquettes plus petites. Les solutions à ce problème sont nombreuses, les plus courantes étant de diminuer la vitesse de retrait et d'utiliser un flux qui est moins «collant» [22]. Une telle

solution pourrait être compatible avec certains besoins de procédé (flux «collants» laissant plus de résidus après lavage), mais pourrait être aussi problématique, car les flux moins collants amèneront plus de risque de mouvement de la microplaquette face aux vibrations de convoyeur [14] et des restrictions sur la vitesse de retrait qui pourrait avoir des effets sur la quantité de flux retenue, ce qui sera abordé plus loin dans ce chapitre. Ce problème dirige donc une réflexion sur la meilleure façon de soutenir la microplaquette sur la tête aspirante. La majorité des équipements d'alignement manipulent la microplaquette sur une tête aspirante sous vide. Il s'agit donc d'avoir une largeur de tête couvrant une assez grande surface de la microplaquette pour éviter sa chute, mais tout en s'assurant de conserver une grandeur standard, car il serait impensable de devoir changer la tête trop souvent dans un contexte de production. Il est possible de compenser l'effet de la grandeur de la tête par la force du vide appliqué, mais une trop grande force de vide peut déformer la microplaquette et affecter sa planéité.

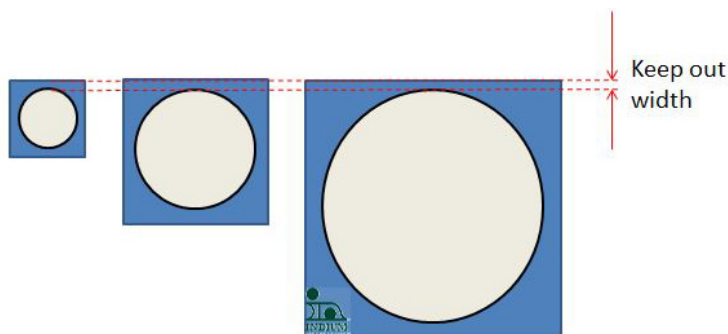


Figure 2.4 : Effet de la grandeur de la microplaquette [22]

Les techniques d'application de flux par trempage sont habituellement critiquées sur quelques paramètres clés, qui ont été plus étroitement surveillés dans le cadre du projet. Selon Erickson de Ultrasonic Systems [23], il n'y a pas assez de contrôle sur la quantité de flux appliquée, ce qui résulte en un excès de résidus de flux. La méthode est aussi lente et généralement mal adaptée pour des productions de grand volume [23]. Le contrôle sur la quantité de flux peut apparaître moins évident que pour une technique de flux projeté, par exemple, où le flux est atomisé sur le substrat à une vitesse et un débit précis et où il est donc aisé de contrôler la quantité exacte appliquée à chaque fois. Dans le cas d'une méthode de trempage sur disque rotatif, l'épaisseur du flux diminuera entre les trempages (par retrait de flux, épuisement des bourrelets excédants sur le périmètre du disque et par évaporation) jusqu'à l'ajout de flux frais et donc le contrôle sur la quantité de flux appliquée peut s'avérer plus complexe. Toutefois, avec

une technique de trempage comme celle du puits de flux dans une plaque de trempage avec réservoir, l'épaisseur du film de flux est fixe et l'ajout de flux est fait en continu, ce qui élimine la variation non contrôlée de l'épaisseur du film. Ainsi, si tous les paramètres clés du procédé de trempage sont étudiés et contrôlés correctement, la quantité de flux sur chaque microplaquette devrait être plus facilement contrôlable, de la même façon qu'elle l'est pour le flux projeté. Dans le cas des microplaquettes à pas fins, où le nombre de boules de soudure, et leur densité, est plus élevé que dans les produits plus traditionnels, la quantité de flux appliquée restera un paramètre clé, car toutes les soudures doivent avoir un contact de flux. Cependant, une quantité excédante de flux augmenterait la probabilité à former des ponts de flux, dû au plus grand rapprochement des billes de soudure entre elles et de la hauteur réduite des billes, ou des piliers, par rapport à la surface active de la microplaquette. Ces ponts sont indésirables pour deux raisons : ils pourraient promouvoir des ponts de soudure et ils peuvent engendrer des difficultés de lavage.

2.3 Modélisation et comportement d'un fluide en trempage

La littérature dresse la liste des paramètres clés influençant le principe d'un procédé de trempage général; parmi eux, la vitesse de retrait, la viscosité et la tension de surface du fluide [10]. L'intérêt de modéliser le comportement du fluide en trempage est surtout de connaître l'épaisseur de recouvrement du solide trempé. Cela donne une indication directe sur le volume de fluide, et donc son poids, retenu sur le solide, impliquant la connaissance préalable de la surface recouverte. Les découvertes publiées liées à ce sujet remontent à plus d'un siècle. C'est Landau, Levich et Dejarguin qui furent les pionniers du domaine en définissant une loi pour l'épaisseur de fluide retenue sur un solide retiré d'un bain du même fluide. Cette loi (équation (2.1)) est encore une référence aujourd'hui.

$$h = 1.34rCa^{2/3} \quad (2.1)$$

Le paramètre h représente l'épaisseur du film de fluide, r le rayon du solide (dans le cas de cylindres et de sphères) et Ca le nombre de capillarité du fluide. Ce nombre s'obtient comme ceci :

$$Ca = \frac{\mu * v}{\sigma} \quad (2.2)$$

Le nombre de Capillarité regroupe les propriétés du fluide et du procédé soient : μ la viscosité, v la vitesse de retrait et σ la tension de surface. C'est un nombre qui instruit sur la capacité de traînée visqueuse et la rétention capillaire du fluide [24]. C'est aussi un paramètre qui peut renseigner à l'avance sur le comportement d'un fluide. Par exemple, selon l'équation (2.2), un nombre de capillarité inférieur à 1 décrit un fluide dont l'épaisseur du film dépend uniquement de ce nombre, alors qu'une valeur supérieure à 1 décrit un fluide dont les forces visqueuses prédominent sur les forces de tension de surface [25]. Toutefois, cette première loi de Landau-Levich-Dejarguin (LLD) doit être corrigée lorsque l'épaisseur du fluide approche la valeur du diamètre du solide recouvert, ce qui est le cas pour de très petits solides, comme une bille de soudure de quelques micromètres de diamètre. C'est White et Tallmadge [8] qui corrigent cette équation comme suit :

$$h = \frac{1.34rCa^{2/3}}{1 - 1.34Ca^{2/3}} \quad (2.3)$$

Au moment de cette correction, les billes de soudure de diamètre aussi petit que les diamètres observés pour les pièces à pas fins n'existaient pas encore et la correction a plutôt été apportée à l'aide d'expériences menées sur des fibres de diamètres aussi petits que 100 μ m [8]. Cette équation n'approxime donc pas parfaitement la plupart des comportements de trempage et a tendance à diverger pour des fluides plus visqueux ou lors de l'augmentation de la vitesse de retrait [26]. La Figure 2.5 montre cette divergence pour un fluide peu visqueux (eau) lorsque sa vitesse de retrait est augmentée (augmentation du nombre de Capillarité) sur deux fibres de diamètres différents (12.5 μ m et 63.5 μ m), représentées par des points sur le graphique. La courbe de LLD corrigée est la droite sur le graphique [8].

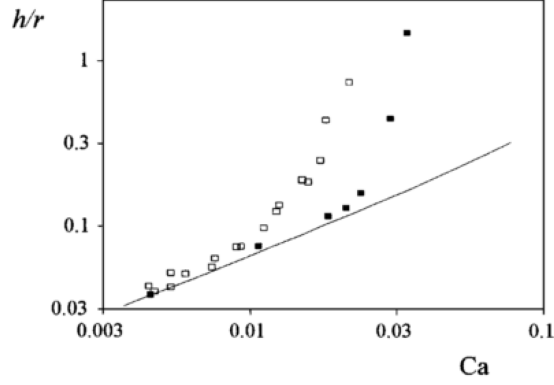


Figure 2.5 : Épaisseur du film de fluide en fonction du nombre de Capillarité (carrés noirs : fibre 12.5μm de rayon, carrés blancs : fibre 63.5μm de rayon) [8]

Avec une grande viscosité de fluide ou l'augmentation de la vitesse de retrait, on voit donc apparaître des effets inertiels. Il faut alors ajouter une autre correction au calcul de l'épaisseur du fluide en tenant compte de la force inertielle du liquide immobile dans le bain, ou la plaque, d'où il est retiré. C'est le nombre de Weber (équation (2.4)) qui est utilisé ici. Il compare la force d'inertie et la force de capillarité.

$$We = \frac{\rho v^2 r}{\sigma} \quad (2.4)$$

$$h = \frac{r Ca^{2/3}}{1 - We} \quad (2.5)$$

Le paramètre ρ est la densité du fluide. L'équation (2.5) présente la version corrigée des équations (2.1) et (2.3) de LLD et WT.

Finalement, une dernière correction s'applique à l'épaisseur de fluide retirée (h) dans le cas étudié pour le projet de flux trempé. En effet, à basse vitesse, dans un régime inertiel, un phénomène d'entraînement d'une couche visqueuse s'additionnant à la couche mince initiale (h) est présent. On arrive à trouver cette valeur en balançant l'accélération du fluide perturbé par le solide ($\sigma v/t$, où t est le temps de contact liquide-solide) et la force visqueuse ($\mu v/\delta^2$) [8]. On obtient alors l'équation (2.6) qui donne l'épaisseur de la couche entraînée (δ), avec le paramètre L étant la profondeur du bain de fluide ou la profondeur de flux.

$$\delta = \sqrt{\frac{\mu L}{\rho v}} \quad (2.6)$$

Ces équations montrent un bref aperçu de la complexité des phénomènes associés aux fluides en trempage. Elles ont aidé à caractériser les flux étudiés dans le cadre du projet, comme elles tiennent compte des paramètres clés du procédé de trempage. Toutefois, ces équations tiennent pour un fluide newtonien qui ne s'évapore pas à température ambiante. Si le flux devait contenir des agents volatils, les équations s'appliqueraient moins bien à son comportement, tout dépendant de la concentration de ces volatils et de leur propension à s'évaporer à la température ambiante. De plus, on souligne que l'alcool est un bon agent à avoir dans un fluide de trempage, car sa basse tension de surface lui permet de bien mouiller les surfaces [27]. On peut donc s'attendre à trouver de l'alcool dans un flux. L'alcool étant un composé volatil, il affectera la capacité de prédiction des équations de LLD, malgré toutes les corrections apportées. Toutefois, si les équations ont leur lot d'incertitudes, une chose reste certaine : la vitesse influence la quantité de fluide retirée. En effet, à basse vitesse de retrait, c'est le régime capillaire qui domine et l'épaisseur de fluide retirée est plus fine que dans le régime de drainage, à haute vitesse. Dans la majorité des cas, l'épaisseur de fluide retirée augmente avec la vitesse, peu importe si le fluide est newtonien ou non, très concentré en composés volatils ou non [27].

2.3.1 Analyse dimensionnelle

La littérature ayant permis de faire ressortir les paramètres décisifs de la méthode de trempage, soit la viscosité du fluide et la vitesse de retrait, il est ensuite possible, à l'aide d'une analyse dimensionnelle simple, d'obtenir une relation entre ces deux paramètres et la masse de flux recueillie sur une bille de diamètre donné. C'est ici une bille qui est utilisée, car elle représente bien, de façon simplifiée, la forme d'une boule de soudure. L'analyse, selon le théorème Pi de Buckingham [28] sert à compiler une liste de variables pertinentes pour le problème considéré en identifiant le nombre et la forme des paramètres adimensionnels. La démarche utilisée pour le projet étudié est détaillée dans le Tableau 2.1. Le point de départ est la détermination des paramètres indépendants, soit les variables clés du problème. Ces variables sont choisies, car elles donnent l'information intéressante pour justifier la modélisation (la masse retirée) et elles sont aisément mesurables dans un contexte expérimental. En effet, le diamètre de la bille, la vitesse de retrait et la viscosité peuvent être mesurés directement. Le nombre adimensionnel pourra ensuite être utilisé pour prédire la quantité de flux retiré sur une bille microscopique, trop petite pour être facilement et précisément mesuré physiquement.

Tableau 2.1 : Analyse dimensionnelle du test de la bille

m, μ, d, v	Nombre de paramètres indépendants (n) du problème (masse retirée, viscosité, diamètre de la bille, vitesse de retrait)
$\begin{array}{ccc} m & \mu & d & v \\ M & ML^{-1}t^{-1} & L & Lt^{-1} \end{array}$	Trois dimensions de base (j') (M=unité de masse, L=unité de longueur, t=unité de temps)
$m, \mu, d,$	Il y a trois dimensions de base (j=j'), il faut donc choisir trois paramètres répétés ne pouvant pas former un produit de π adimensionnel.
$\prod = m^a \mu^b d^c v^1$ $= (M)^a (ML^{-1}t^{-1})^b (L)^c (Lt^{-1})^1$	Une seule formule \prod à résoudre (k=n-j=1), avec trois inconnus, car trois dimensions (j'=3) (M, L, t)
$\begin{array}{ll} t: & -b - 1 = 0 \quad b = -1 \\ M: & a + b = 0 \quad a = 1 \\ L: & -b + c + 1 = 0 \quad c = -2 \end{array}$	Résolution des inconnus a, b, c
$Lo = \frac{mv}{\mu d^2}$	Relation adimensionnelle, rebaptisée Lo

2.3.2 Fluides newtoniens, non-newtoniens et thixotropie

Les équations présentées dans le point 2.3 pour la modélisation d'un fluide en trempage sont basées sur l'hypothèse de base que le fluide est newtonien (la viscosité n'est dépendante que de la température). L'équation (2.7) est celle de la viscosité qui décrit ce comportement, avec μ , la viscosité, τ , la force de cisaillement, et γ , le taux de cisaillement [29].

$$\tau = \mu * \gamma \quad (2.7)$$

Comme la viscosité reste constante, il est possible d'utiliser les équations de LLD sans tenir compte du cisaillement qui survient lors de l'arrachement du fluide. Toutefois, il existe aussi des fluides dont la viscosité n'est pas constante sous cisaillement. Il s'agit des fluides non newtoniens. La Figure 2.6 montre le comportement en viscosité de fluides newtoniens (en noir) et non newtoniens (bleu et vert) lorsque soumis à une contrainte de cisaillement.

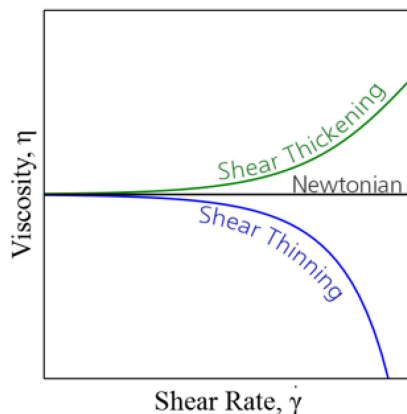


Figure 2.6 : Viscosité en fonction du taux de cisaillement[30]

Les fluides non newtoniens se divisent en deux catégories : rhéoépaississant (*shear thickening*) et rhéofluidifiant (*shear thinning*). Les fluides rhéoépaississants durcissent sous la contrainte, à la manière de la pâte de fécule de maïs, tandis que les fluides rhéofluidifiants offrent moins de résistance sous la contrainte. Ces derniers sont très répandus dans diverses industries, pour cette caractéristique qui les rend plus malléables et faciles à travailler; la peinture est un fluide rhéofluidifiant, par exemple [30]. Avec les limitations de l'outil rhéométrique disponible pour le projet, la caractérisation des flux doit passer par cette différenciation comportementale, car la modélisation de la méthode de trempage à l'aide des équations de LLD ne peut se faire fidèlement qu'à partir de fluides newtoniens.

Les fluides non newtoniens se plient à la contrainte et n'offrent pas une réponse constante. Cette propriété est une caractéristique importante de ce type de fluide et est appelée la thixotropie. Elle décrit la déformation du fluide sous la contrainte jusqu'à une certaine valeur maximale. Au-delà de cette valeur, le fluide ne peut plus revenir à la normale (comportement élastique), il entre dans le domaine de la déformation plastique [31]. Dans le cadre du projet, il est important de ne pas dépasser cette valeur au moment du trempage, car la structure du flux doit rester intacte pour faire son travail avant la montée en température (soudure) et l'inévitable dégradation thermique.

2.3.3 Modules de perte et de stockage

La caractérisation des fluides visqueux est souvent abordée à l'aide d'un test de balayage oscillatoire en déformation sous contrainte (*oscillatory stress sweep*) sur rhéomètre à plaques. Ce test sert à obtenir la viscosité du fluide, mais aussi les modules de perte et de stockage. Ces

modules peuvent servir à décrire le fluide sur plusieurs plans. L'outil obtient les valeurs de module de perte (G'') et de module de stockage (G'), avec lesquels il calcule le module G :

$$G = \sqrt{(G')^2 + (G'')^2} \quad (2.8)$$

C'est ensuite à partir de ce module, ainsi que de la fréquence angulaire (ω) imposée à l'outil avant le test que la valeur de la viscosité est obtenue.

$$\mu = G/\omega \quad (2.9)$$

Le Tableau 2.2 montre le détail des informations tirées de ces modules [32] [33].

Tableau 2.2 : Détail des modules de perte et de stockage

Fonction	Interprétation
G'	Module de stockage en cisaillement Énergie stockée représentant la portion élastique.
G''	Module de perte en cisaillement Énergie dissipée sous forme de chaleur, représentant la portion visqueuse.
$G' > G''$	Comportement solide
$G' < G''$	Comportement gel ou liquide
G'' / G'	Ratio des comportements liquide et solide dans la région élastique, indicateur de la force d'interaction de la structure interne.
$G' = G''$	La force de cisaillement à ce point peut être utilisée pour évaluer la cohésion interne du fluide
$G' \uparrow$	Lorsque G' augmente, on est en présence d'un comportement rhéoépaississant.

Ces informations sont très utiles dans le projet pour caractériser le comportement des flux candidats à l'aide du seul test de viscosité sur rhéomètre à plaques.

2.4 Considérations pour le lavage du flux

Le rôle du lavage du flux est de laisser une pièce complètement propre, car les résidus de flux peuvent causer des problèmes avec la compatibilité du reste des opérations. Les flux ne sont généralement pas conçus pour bien réagir avec l'agent de remplissage époxy. En effet, l'expérience du partenaire industriel montre que les flux lavables à l'eau persistant lors de l'application de l'époxy bloquent ce chimique et l'empêchent de remplir tous les espaces,

causant parfois ainsi des vides, puis des délaminations lorsque la pièce se retrouve sous stress. Il peut toutefois arriver que les résidus de flux ne provoquent pas de vides, mais comme ils ne sont généralement pas compatibles avec l'époxy, ils restent prisonniers dans la matrice de polymère, créant un point faible, plus susceptible d'écourter le cycle de vie de la pièce fautive [5]. Toutefois, le procédé de lavage se complexifie avec l'avancement de la technologie, car les microplaquettes deviennent plus grandes et la distance entre les boules de soudure diminue [23]. Cette problématique justifie l'utilisation de flux ne nécessitant pas de lavage ou *no clean flux*.

Les flux sans lavage ont toujours représenté une option séduisante, car vu qu'ils ne nécessitent pas de lavage, c'est une étape du procédé de fabrication en moins. Pourtant, si la théorie veut qu'il ne laisse aucun ou très peu de résidus après soudure, c'est souvent loin d'être le cas. Les résidus peuvent alors causer des rejets de pièces, malgré que certains résidus soient parfois conçus pour subsister au recuit de soudure et interagir avec l'époxy de remplissage [34]. C'est une des raisons pour laquelle ce produit n'est pas encore la norme. Toutefois, nombreux sont ceux qui le voient comme la seule option viable en termes de flux pour les produits du futur. Cette vision est justifiée par sa meilleure compatibilité avec les hautes températures de fusion et le procédé de lavage rendu superflu [14]. Enfin, si l'avantage du flux sans lavage est d'éliminer un lavage difficile pour ces nouvelles pièces, son revers est le risque de laisser des résidus, même minimes, bloquant l'époxy et causant des problèmes dans le cycle de vie de la pièce.

2.5 Compatibilité du flux avec l'agent de remplissage époxy

(underfill)

L'époxy de remplissage est un polymère thermodurcissable non conducteur qui entoure les soudures pour les protéger des stress induits par les expansions ou dilations thermiques durant la vie utile des dispositifs. Pour être efficace, il doit être uniforme et remplir tout l'espace entre la microplaquette et son substrat. Ce point devient peut-être encore plus important dans le cas des produits à pas fins, car les dimensions étant plus fines, les pièces s'en retrouvent plus fragiles face aux chocs et si l'eau peut avoir de la difficulté à circuler entre les soudures, il en va de même pour la pâte époxy. Les interactions entre le flux ou les résidus de flux et l'époxy sont cruciaux pour la qualité des pièces produites. Les résidus de flux après lavage peuvent empêcher

l'époxy de bien s'étendre au travers de toute la matrice de joints de brasure et ainsi provoquer la formation de vides. Ce phénomène est le plus courant et le plus surveillé de l'industrie pour cette étape du procédé. Les vides sont indésirables. Ils sont principalement causés par le modèle d'application, les paramètres de ce modèle et toute contamination, incluant les résidus de flux. Pour être jugés compatibles avec l'époxy, les résidus d'un flux devront se situer dans la marge acceptable des deux critères suivants : continuité électrique et pourcentage de vides [34]. La meilleure solution est donc de s'assurer qu'aucun résidu de flux ne subsiste après le lavage.

Or, dans le cas des flux sans lavage, il est souvent inévitable d'avoir des résidus. Il peut alors se produire plusieurs scénarios entre les résidus et l'époxy. Dans un cas théorique idéal, le flux se mélange bien à l'époxy et s'incorpore à la matrice du polymère sans perturber la structure de l'époxy mais, les résidus de flux et l'époxy peuvent aussi réagir et affecter la répartition du composé de mastic dans l'époxy [35]. Cela a pour conséquence d'ajouter un coefficient d'expansion thermique au stress thermique de la pièce. Dans ce cas, les pièces auront à souffrir de fatigue prématurée dans les joints de brasure ou de délamination de l'époxy, c'est-à-dire le décollement de la pâte époxy du substrat ou de la microplaquette [5]. La fatigue prématurée induit des problèmes tels que des microfissures dans les soudures, la délamination de la pâte époxy ou même la rupture des joints de brasure [35]. Tous sont indésirables et mènent au mauvais fonctionnement ou à la défaillance de la pièce.

Une autre possibilité est que le résidu de flux ne se dissout pas dans l'époxy et qu'il conserve sa structure chimique. La conséquence de cela provient du fait que le flux a une température de fusion beaucoup plus basse que l'époxy et que cela risque d'affecter l'adhésion de l'époxy à la microplaquette et au substrat si les résidus de flux sont trop nombreux. Une mauvaise adhésion ne protégera pas adéquatement les soudures et celles-ci risquent de souffrir de fatigue prématurée [35]. En considérant ces possibilités, il sera primordial de bien caractériser le candidat de flux sans lavage à utiliser pour le projet afin de valider les niveaux de résidus et leur compatibilité avec l'époxy d'intérêt.

2.6 Technologies concurrentes

Les opérations d'application puis de lavage de flux existent depuis longtemps et sont toujours d'actualité, mais la recherche dans l'industrie de l'encapsulation commence à se tourner vers

des alternatives intéressantes, des méthodes sans application de flux. Il s'agit, entre autres, des procédés de NCP (*non conductive paste*) et NCF (*non conductive film*), qui se traduisent respectivement comme étant une pâte et un film non conducteurs et se trouvent être un deux en un, soit un époxy contenant du flux [36]. Le NCP est appliqué avant la soudure pour jouer son rôle de flux (désoxydant) et il est cuit plus tard pour terminer la polymérisation de l'époxy. Le NCF est plutôt appliqué directement sur la tranche de microplaquettes (*wafer*) avant la découpe. Il n'est donc pas à l'état liquide lors du placement avant soudure. Ces procédés comportent de nombreux avantages tels qu'un procédé simplifié et plus court [37]. Toutefois, chaque méthode a aussi ses désavantages. Du côté du NCP, il s'avère difficile de contrôler la forme et le volume de la pâte appliquée à cause de ses propriétés physiques, comme la viscosité. Il introduit aussi le risque de flottement de la microplaquette lors du placement avant soudure [38]. D'un autre côté, si le NCF ne connaît pas ce problème, il peut être amené à créer des vides dans l'époxy par dégazage lors des cuissons [39]. Toutefois, une autre source lui donne l'avantage d'être garanti sans vides avant l'étape de soudure, car il s'agit d'un film déjà solide [40]. Les NCF sont des polymères de type B qui peuvent couler facilement à basse pression et basse température, ce qui les rend intéressants d'un point de vue énergétique. Ils peuvent aussi être cuits rapidement à haute température [41]. Enfin, dans les deux cas (NCP et NCF), il existe aussi un risque que les particules de remplissage (ou *filler*) de l'époxy préviennent un mouillage adéquat des joints de brasure ou induisent des joints incomplets [5].

D'autres méthodes d'assemblage sans flux sont aussi en développement, certaines prévoyant des produits aux pas encore plus fins, soit d'environ $5\mu\text{m}$ et moins (comparé aux pas d'un minimum de $62\mu\text{m}$ du produit étudié pour le projet). Les avantages de cette technologie sont que l'assemblage survient à température ambiante, par l'insertion physique des micro-tip en or (Figure 2.7) dans un métal mou tel l'étain ou l'indium, promettant ainsi un alignement parfait [42].

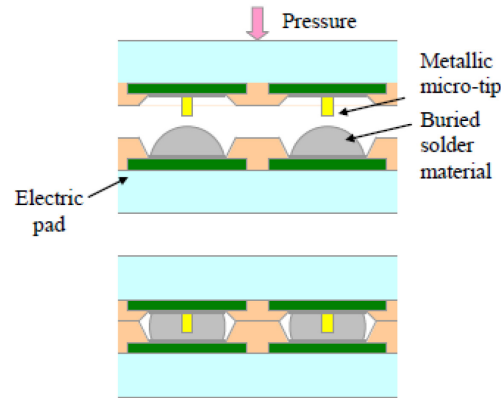


Figure 2.7 : Assemblage *flip-chip* avec micro-tips à basse température et sans flux [42]

Toutefois, si la faisabilité de la méthode a été prouvée, il reste encore plusieurs étapes à franchir, notamment des tests de force des interconnexions, avant d'avoir un procédé complet [42]. Toujours du côté des méthodes mécaniques alternatives sans flux, le procédé d'interdiffusion solide-liquide par compression est similaire au précédent, mais concerne des pas plus grands de $70\mu\text{m}$ (en théorie) à $130\mu\text{m}$ (testé). L'or vient s'appuyer sur l'alliage du *coussinet*, brise la couche d'oxyde grâce à la force de compression et se diffuse en température. Toutefois, si le procédé obtient de bons résultats en termes de rapidité de diffusion et de force mécanique des joints pour l'alliage SAC (étain, argent, cuivre), une meilleure fiabilité est observée pour l'alliage étain-plomb [43]. Or, le plomb est devenu un indésirable dans l'industrie due à sa toxicité et des efforts restent à fournir pour obtenir les meilleures connexions, sans plomb.

Une autre façon d'assembler sans flux est le chemin des méthodes chimiques. Celles-ci comprennent la soudure en atmosphère inerte ou d'hydrogène, l'assemblage assisté au plasma et la désoxydation à l'aide d'un acide carboxylique [43]. Plusieurs acides ont été testés dans l'industrie comme l'acide acétique et l'acide acrylique, mais c'est l'acide formique qui a fourni les meilleurs résultats [44]. Il s'agit d'une méthode efficace, applicable aux nouveaux produits à pas fins, mais aussi capricieuse. Elle requiert une zone de température précise à laquelle l'acide réduit efficacement l'oxyde, ainsi qu'un contrôle du procédé de façon à limiter les réactions parasites et la contamination par redéposition des produits de réaction [45]. Enfin, les méthodes d'assemblage chimiques sans flux prouvent leur efficacité, mais requièrent de l'équipement spécifique et une augmentation des procédures de sécurité autant dans la manutention que dans leur rangement [43].

2.7 Intérêt du partenaire industriel

Le projet se tient dans les laboratoires du Centre de Collaboration MiQro Innovation (C2MI) à Bromont et profite à un partenaire industriel louant des locaux à des fins de recherche dans ce centre. À ce jour, le partenaire industriel a déjà recueilli beaucoup de données d'assemblage en thermocompression de produits à pas fins avec application du flux en trempage. Pour ce faire, il a utilisé un flux ayant fait ses preuves depuis longtemps. Toutefois, ce flux a été conçu pour la technique de flux projeté et le procédé de trempage a dû être adapté autour de ce flux. Afin d'obtenir de bons résultats, il est nécessaire de noyer la microplaquette dans le flux, en utilisant des profondeurs de film de flux supérieures à la hauteur des billes de soudure. Cela a pour effet de favoriser le mouillage du dessus de la microplaquette par le flux, causant ainsi des risques de contamination et d'encrassement pour l'équipement, car cette dernière est soutenue par une tête sous vide. De plus, l'épaisseur du film utilisé par rapport à la hauteur de la microplaquette risque de provoquer un phénomène de succion, car le procédé contrôle la planéité des parties en jeu de façon très précise. La succion peut retenir la pièce dans le film de flux et surpasser la force de retenue sous vide de la tête automatisée, provoquant ainsi la perte de la microplaquette. La trop grande quantité de flux retirée par trempage avec ce flux a aussi déjà causé des problèmes de propreté après lavage [5]. Du côté du flux lui-même, sa réactivité laissait parfois à désirer, ce qui motive aussi la recherche d'un meilleur flux, afin d'obtenir de meilleurs rendements de productivité.

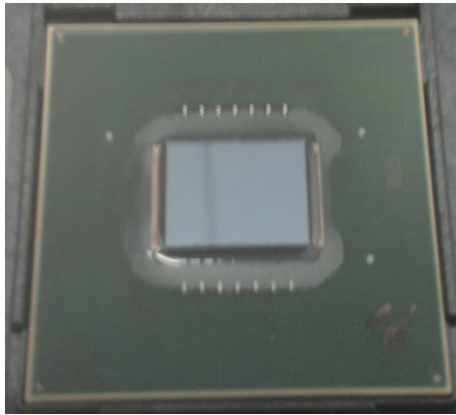
En plus des nombreux désavantages amenés par un mauvais type de flux, le partenaire industriel ne possède qu'une connaissance de base de la méthode de trempage. Le projet lui permet donc d'introduire un flux adapté à ses besoins, en plus d'apporter une compréhension plus complète du procédé de trempage. Le flux projetable du partenaire industriel est introduit dans le projet à titre de témoin, car le nouveau flux doit fournir des résultats égaux ou meilleurs à ce premier flux. Enfin, le partenaire industriel veut éventuellement optimiser en temps les profils de thermocompression et aura donc besoin d'un flux adapté, autant qu'il aura besoin de plus d'un candidat afin de bien évaluer les profils.

Chapitre 3 MÉTHODOLOGIE

3.1 Matériaux






La section des matériaux regroupe un descriptif de tous les objets pertinents qui ne sont pas des équipements ou des outils et qui ont servi à réaliser le projet. Il présente aussi les différents flux choisis et utilisés pour la recherche.

3.1.1 Matériel et chimiques



Test véhicule du Partenaire

Pièce de test utilisée pour tous les assemblages. Il s'agit d'un test véhicule pour un produit 3D où la microplaquette a un pas minimum de $62\mu\text{m}$. Toutes les pièces ont été obtenues déjà sous leur forme plate-forme (ou *deck*), c'est-à-dire une paire plate-forme-microplaquette avec l'interposer déjà soudé sur le substrat organique. Les interconnexions consistent en un pilier de cuivre et un alliage de type SAC (Sn-Ag-Cu). Cette pièce a aussi été utilisée pour la caractérisation visco-inertielle.

 <p>Figure 3.1 : Plaque de trempage linéaire</p>	<p>Plaques de trempage linéaire</p> <p>Plaques en acier inoxydable usinées avec un puits de différentes profondeurs (10, 20, 30, 40, 50 μm) pour l'équipement de placement automatique Datacon. Un réservoir ouvert amovible sert à étaler le flux.</p>
 <p>Figure 3.2 : Puits de trempage personnalisés</p>	<p>Puits de trempage personnalisés</p> <p>Adaptés aux billes. À gauche un couvercle de plastique d'une profondeur de 5.2 mm. À droite, un montage en acier inoxydable, d'une profondeur de 1.6 mm.</p>
 <p>Figure 3.3 : Billes de trempage</p>	<p>Billes</p> <p>Bille de roulement en acier inoxydable de différents diamètres (de gauche à droite) : 9.5 mm, 4.75 mm, 3.15 mm.</p>
 <p>Figure 3.4 : Billes de 578μm de diamètre</p>	<p>Billes de 578 μm de diamètre</p> <p>Pièce de développement utilisée pour ses billes de soudure de type BGA (<i>Ball Grid Array</i>) se trouvant sous le substrat.</p>
 <p>Figure 3.5 : Billes de 29μm de diamètre</p>	<p>Billes de 29 μm de diamètre</p> <p>Microplaquette de développement du test véhicule du Partenaire utilisée pour ses piliers de cuivre à pas fins.</p>

3.1.2 Flux

Après recherches auprès de fournisseurs, quatre flux ont été retenus pour leurs qualités en accord avec le procédé de trempage et de soudure en thermocompression étudié. Le format en seringues de 30 cl a été privilégié pour effectuer les premiers tests. Le Tableau 3.1 présente les trois candidats retenus et la façon dont ils répondaient aux critères initiaux.

Tableau 3.1 : Critères initiaux du choix des candidats de flux

Critères initiaux	Valeur cible	Flux 1	Flux 2	Flux 3
Trempable	oui	oui	Pas spécifique, mais oui	oui
Lavable	À l'eau ou sans lavage	Soluble à l'eau	Soluble à l'eau	Sans lavage
Adapté pour la thermocompression	oui	oui	oui	oui
Contenu halogéné	Nul	nul	<20ppm	inconnu

Les critères initiaux sont tirés de la liste de sélection préliminaire pour les nouveaux flux pulvérisables en recherche et développement au sein d'IBM.

Flux témoin

Le flux témoin a été utilisé pour comparer les nouveaux flux avec un flux déjà largement utilisé par le partenaire industriel, pour lequel il existe beaucoup de données. Le flux témoin utilisé est le Flux F. Il s'agit d'un flux soluble à l'eau orienté pour une application en pulvérisation sur le substrat. Toutefois, le Flux F est utilisé en trempage pour des tests de thermocompression et, malgré qu'il ne soit pas totalement adapté pour ce procédé, beaucoup de données ont été accumulées pour des produits de 3D à pas fins. Il est donc un bon candidat de comparaison.

3.2 Caractérisation des flux

Les flux ont été caractérisés de deux façons : la première pour obtenir une fiche signalétique au niveau physico-chimique, donc en laboratoire de chimie et la deuxième pour la compréhension des phénomènes visco-inertiels en jeu lors du procédé de trempage.

3.2.1 Caractérisations physico-chimiques

Les tests en laboratoire se veulent un tour d'horizon des données pertinentes qu'il est possible d'obtenir pour un flux. Les tests effectués sont : densité, pH, nombre d'acide, contenu halogéné, viscosité, tension de surface, adhésivité, TGA (*Thermogravimetric Analysis*) et FTIR (*Fourier Transformed Infrared Spectroscopy*). Toutes les méthodes utilisées sont internes au partenaire industriel et sont majoritairement des adaptations de standards gouvernementaux (Canada) ou

du fabricant de l'outil. Tous les tests en laboratoire ont été répétés un minimum de trois fois afin d'assurer la validité du paramètre mesuré.

Densité

La densité est un paramètre clé qui permet de traduire les volumes calculés en masse et vice-versa. Il entre aussi dans nombre de formules de caractérisations, tels ceux des phénomènes visco-inertiels. Il a été calculé de façon expérimentale à l'aide d'un pycnomètre dont le volume et la masse sont connus. Le volume du pycnomètre utilisé était de 11.54 cm³ et sa masse était de 50.144 g. Il faut remplir l'outil avec le flux, en prenant soin de ne pas introduire de bulles d'air, car cela pourrait fausser les données. Une fois plein, le dispositif est pesé et en connaissant la masse et le volume du flux, on calcule la densité ($\rho = m/V$).

pH

Le pH est un paramètre intéressant à connaître dans le cadre du projet à des fins de comparaison avec les différents candidats de flux ou avec le flux témoin, ainsi que pour certains autres tests de caractérisation comme la mesure du nombre d'acide. Les flux peuvent être soit acides ou légèrement basiques. On voudra surveiller de plus près un pH qui serait plus acide que pH 3 ou plus basique que pH 10, car il pourrait potentiellement être un agent trop corrosif pour les pièces. Il a été obtenu à partir d'un pH-mètre. Cet outil nécessite d'abord une calibration avec des solutions étalons au pH déjà connu. Le test a été mené avec une solution aqueuse de 1% avec le flux et de l'eau distillée. L'électrode ensuite plongée dans cette solution a rendu la lecture de pH. L'appareil utilisé était un pH-mètre Fisher Accumet 925, avec une électrode Orion 8156BNUWP. Les solutions étalons étaient de pH 7 et pH 10, suivi d'une vérification avec une solution de pH 8.

Nombre d'acide

Le nombre d'acide est mesuré en mg KOH et est un bon indicateur de la capacité d'un flux à désoxyder correctement. Des valeurs supérieures à 30 mg KOH sont jugées satisfaisantes [46]. Ce nombre a été mesuré à l'aide d'un titro-processeur Titrino GPD 751 de Metrohm. La méthode requiert l'utilisation d'un titrant de NaOH (Hydroxyde de sodium). Le flux a été pesé à 4g pour les flux au pH acide et 10g pour les flux à pH basique et a été dissout dans 100 ml d'alcool

isopropylique. L'appareil a ensuite injecté un certain volume de titrant jusqu'à l'obtention de points d'inflexion. La Figure 3.6 montre le graphique obtenu à l'aide de l'appareil. Le point d'inflexion utilisé pour les calculs est le dernier point avant l'atteinte d'un pH 12, pour cette figure. Le point d'inflexion choisi dépend de l'allure de la courbe, en effet l'outil peut sortir plusieurs points qu'il faut ensuite interpréter. Il s'agit généralement du dernier point avant la stabilisation du pH vers un plateau basique. La formule ensuite utilisée pour calculer le nombre d'acide à partir du point d'inflexion (EP) était la suivante :

$$\text{Nombre d'acide} = \frac{EP * \text{normalité du titrant} * \text{constante KOH}}{\text{poids échantillon}} \quad (3.1)$$

La normalité du titrant est de 1 pour le NaOH et la constante KOH est de 56.11.

```
*cu
751 GPD Titrimo      14202   751 0021
utilisateur      Edgar T.
date  2015-01-26   heure 15:09      36
V départ      0.000 ml DET pH      Acid
2.0 ml/div      dpH=2.0/div
```

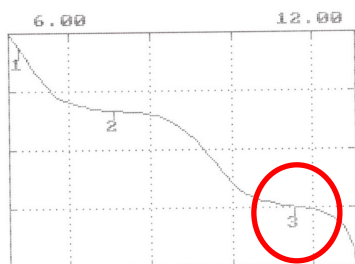


Figure 3.6 : Graphique pour le calcul du nombre d'acide au titroprocesseur pour le Flux 1

```
*fr
751 GPD Titrimo      14202   751.0021
utilisateur      Edgar T.
date  2015-01-26   heure 15:09      36
pHc(init)      4.53   DET pH      Acid
p.d'essai      5.1142 g
EP1            0.572 ml      4.78
EP2            2.573 ml      7.10
EP3            5.991 ml      11.56
c(acid)        1.349 mol/l
arrêt manuel
=====
```

Figure 3.7 : Points d'inflexion pour le calcul du nombre d'acide pour le Flux 1

Contenu halogéné

Le contenu halogéné est la concentration d'halogène présent dans le flux. Il est mesuré en ppm et doit idéalement être nul, afin d'éviter la corrosion du métal des pièces. Toutefois, une concentration de moins de 0.05 % peut être introduite de façon non intentionnelle par le fournisseur et est souvent tolérée [5]. Il a été mesuré à l'aide du même appareil que pour le nombre d'acide. La méthode utilisait cette fois une électrode de type *Ag titrode* et un titrant de nitrate d'argent. La formule utilisée pour obtenir la concentration était la suivante :

$$\% \text{ halogéné} = \frac{3.545 * EP * \text{normalité du titrant}}{\text{poids de l'échantillon}} \quad (3.2)$$

Le point d'inflexion (EP) était encore obtenu à l'aide du graphique produit par l'appareil. La normalité du titrant utilisé était de 0.01.

Viscosité

La viscosité est un paramètre clé pour les calculs de phénomènes visco-inertiels, ainsi que pour prévoir le comportement du flux. Elle a été calculée à partir d'un rhéomètre à plaques, car les flux à mesurer ont l'apparence du miel, de la mélasse et de la vaseline, donc toutes les méthodes impliquant un tube capillaire ont été écartées. Le rhéomètre utilisé était un modèle Ares 4X846710TMODII qui permet aussi la mesure de la viscosité en température. Des plaques de 25 mm de diamètre ont été utilisées, pour un espacement de 0.5 mm entre les plaques et une fréquence pour le cisaillement angulaire de 10 rad/s, pour un intervalle de 0-20 Pa sur le stress appliqué. Le test effectué porte aussi le nom de balayage oscillatoire en contrainte [10] et permet de recueillir les données de modules de perte et de stockage, ainsi que la viscosité complexe. Le même test de balayage oscillatoire, mais sous contrainte thermique a aussi servi à recueillir les mêmes variables.

Tension de surface

La tension de surface est un autre paramètre clé pour les calculs de visco-inertie. Elle a été calculée à l'aide d'un tensiomètre utilisant l'anneau du Nouÿ. Le tensiomètre utilisé est un modèle Fisher 21, avec un anneau en platinium-indium de 19.255 mm de diamètre. La calibration de l'appareil a d'abord été vérifiée avec des liquides à la tension de surface connue : eau distillée, alcool isopropylique, flux F et flux W (interne au partenaire). L'anneau était nettoyé à l'aide de la flamme d'un brûleur bec Bunsen alimenté au méthane entre chaque produit.

Adhésivité

L'adhésivité est un paramètre de validation de la capacité de rétention physique d'un flux et doit être supérieure à 500 gf (gramme-force) afin d'éviter le désalignement de la microplaquette [46]. Ce paramètre était mesuré lui aussi sur le rhéomètre à plaques, mais cette fois l'appareil mesurait la force nécessaire pour séparer les plaques lorsqu'une couche de 0.1 mm d'épaisseur de flux

était entre les deux. Des plaques de 25 mm ont été utilisées, la vitesse de séparation des plaques était de 0.01 mm/s pendant 2 minutes.

TGA (*Thermogravimetric Analysis*)

L'analyse thermogravimétrique renseigne sur la quantité de flux restante après avoir subi un profil de température prédéterminé. Les profils utilisés ici étaient ceux à 250°C, pour simuler un passage en fournaise de recuit, et à 425°C, pour simuler un passage en thermocompression. Les données obtenues permettaient de savoir s'il restait beaucoup de résidus avant le lavage pour les flux lavables solubles à l'eau. Toutefois, dans le cas des flux sans lavage, la valeur obtenue doit montrer que 90% ou plus du flux s'est évaporé durant le profil [46]. Le test s'est effectué à l'aide de 25 mg de flux placé dans une coupelle jetable d'aluminium, préalablement tarée sur l'appareil. L'outil était un TGA de TA Instruments, modèle Q500-1564. Les profils utilisés sont décrits dans le Tableau 3.2.

Tableau 3.2 : Profils de température utilisés en TGA

Étapes	Profil à 250°C (recuit en fournaise)	Profil à 425°C (thermocompression)
Rampe ascendante	10°C/min	120°C/min
Plateau	Atteinte 300°C	425°C pendant 15 secondes
Rampe descendante	Pas de rampe déterminée	120°C/min

Il faut noter ici que la température de 425°C utilisée pour simuler le profil en thermocompression tient compte uniquement de la température enregistrée par la tête chauffante de l'outil de thermocompression et non de la température réelle vue par la pièce et donc le flux. Aucune donnée d'expérience passée ne pouvait fournir cette information avec précision, malgré que des tests de modélisation soient en cours et que des prototypes pour mesurer la température sont en développement du côté du partenaire industriel. Les valeurs obtenues avec la TGA ne peuvent donc servir qu'à documenter le comportement en température des flux, ce qui est suffisant pour le projet.

FTIR (*Fourier Transformed Infrared Spectroscopy*)

Le FTIR permet d'effectuer une spectroscopie infrarouge sur un flux afin d'obtenir de l'information sur ses groupements fonctionnels. Comme les fournisseurs de flux ne permettaient pas d'effectuer une ingénierie inverse sur leurs produits, l'outil n'a pas été utilisé pour trouver la composition exacte (donc les recettes), mais plutôt à des fins de comparaison. Il a aussi été utile pour trouver l'ingrédient présent en plus forte concentration dans les flux. Les résultats obtenus à l'aide de cet appareil ont été traités comme qualitatifs et ont aidé à la compréhension plutôt qu'aux calculs. L'appareil, un Nicolet 510P, a été opéré par un technicien du laboratoire, car il nécessite du doigté et de l'expérience pour arriver à de bons résultats. Pour cette raison, les différents réglages ainsi que le protocole ne seront pas présentés.

3.2.2 Caractérisation visco-inertielle

Le test de la bille vient compléter la caractérisation des flux en offrant un volet plus dynamique des phénomènes associés. L'idée d'observer le flux en mouvement sur des billes est venue des tests effectués par Wei, Li et Lei dans leur article *Study of a dipping method for flip-chip flux coating* [18].

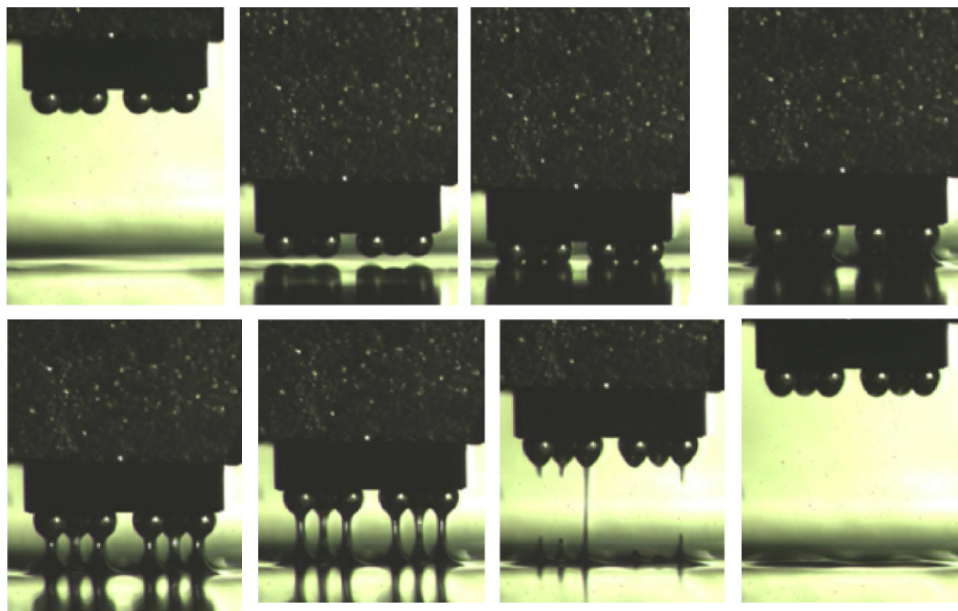


Figure 3.8 : Images inspirant le test de la bille[18]

Le test de la bille consistait à tremper une bille de diamètre connu dans un puits de flux à une profondeur connue. Les paramètres contrôlés étaient la vitesse de retrait de la bille du puits de

flux, le temps où la bille restait dans le puits de flux et la charge appliquée sur la bille lorsqu'elle était dans le puits de flux. Deux outils ont permis de faire ces tests.

Outil de traction universel

L'Instron est un outil nommé selon le nom de la compagnie qui le fabrique. C'est un équipement polyvalent qui permet d'effectuer plusieurs tests de flexion, fluage et compression. Dans le cadre du projet, il a été utile pour les tests de billes, car il possède une tête automatisée dont la vitesse et la force appliquée peuvent être contrôlées.

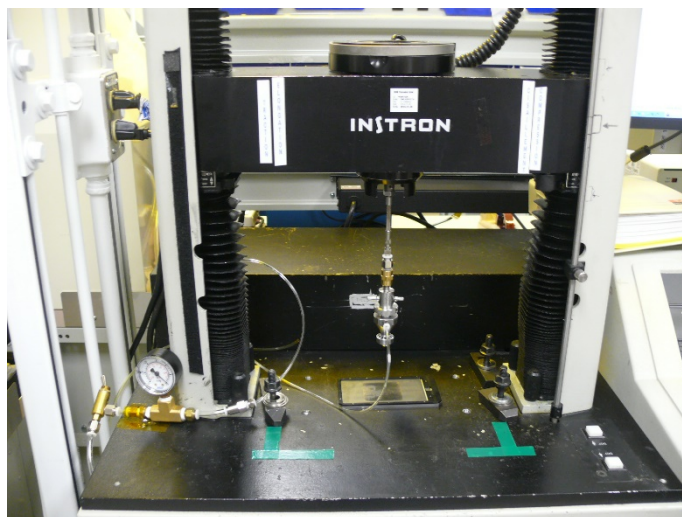


Figure 3.9 : Montage de trempage sur l'outil Instron

L'outil utilisé est un modèle 4302 (Figure 3.9). Comme il n'y avait aucune tête adaptée pour la préhension sous vide, une tête déjà usinée pour ce type d'application a été adaptée à l'outil. Étant donné que le montage n'était pas stable, les tests ont migré vers un autre outil. Le seul avantage de l'Instron par rapport à l'autre outil est la variation de la force appliquée.

N-tool

L'outil de placement N-tool est un outil développé à l'interne par le partenaire industriel et a été utilisé pour la majorité des tests de billes. Il permet de varier la vitesse de retrait et le temps d'arrêt dans le puits de flux. L'appareil offre l'avantage d'être situé en salle propre, ce qui élimine beaucoup de contaminations microscopiques pouvant provenir de l'environnement ou de l'opérateur et pouvant biaiser les résultats.

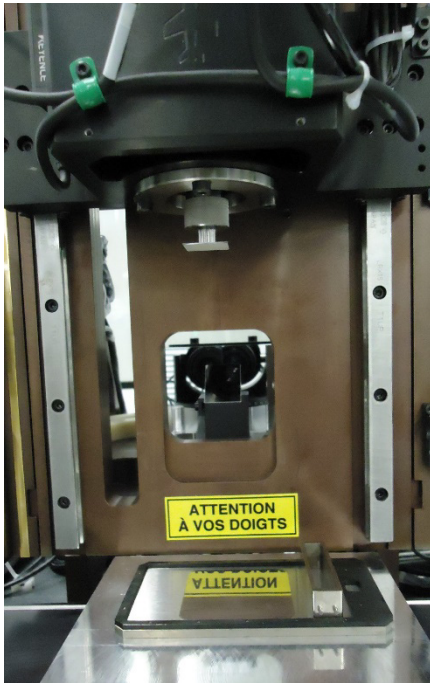


Figure 3.10 : Montage de trempage sur l'outil N-tool



Figure 3.11 : Montage pour acquisition d'images pour le test de bille au N-tool

Les Figure 3.10 et Figure 3.11 montrent le montage pour les tests de bille ainsi que le montage pour l'acquisition d'images et de vidéos durant le trempage. La photo de gauche montre que la tête automatisée de l'outil est munie d'un adaptateur pour la préhension sous vide d'une microplaquette (sur la photo) ou d'une bille. Durant le test, la tête descendait pour aller s'arrêter dans le puits de flux placé dessous. La tête s'arrête lorsqu'il y a contact. Un poids placé sur le dessus de la tête permet d'ajuster la force appliquée sur la pièce ou la bille pour assurer un bon contact. La force utilisée ici était de 380 g, soit environ 3.7N. La photo de droite montre le montage du matériel d'acquisition d'images. Il s'agit d'une caméra couleur de marque JAI RMC-4200GE, alimentée électriquement et communiquant par un fil réseau avec un ordinateur portable pour la sauvegarde des données. La source d'éclairage était halogène et dirigée par fibre optique. La lentille sur la photo est de marque Navitar de 4 mm. Pour les billes plus grosses, une lentille de marque Navitar également, de 25 mm a été utilisée. Un autre type de caméra a aussi été utilisé pour l'acquisition de vidéos sur des billes de 578 μ m de diamètre. Il s'agit d'une caméra haute vitesse noir et blanc de marque JAI GO-5000C-USB 2560x2048 1po CMOS 62fps. L'éclairage utilisé pour cette caméra était de type projecteur avec une ampoule halogène de 75 W de type FPQ2-75SW. Avec cette puissance d'éclairage, requise pour une caméra haute

vitesse, il a fallu limiter le temps d'éclairage au strict minimum, car l'ampoule était une source de chaleur non négligeable et pouvait fausser les tests.

3.3 Essais des procédés

3.3.1 Assemblage en thermocompression

L'assemblage en thermocompression a été fait à l'aide d'un équipement dont le partenaire industriel possédait déjà un historique bien fourni en termes de données de montage. De plus, ce n'était pas uniquement un équipement de développement, il servait aussi à bâtir des pièces dans un contexte de production. C'est pour bénéficier d'une base de données de comparaison et d'une optique de production en plus grand volume que le projet a seulement utilisé cet équipement. Il s'agissait d'une Panasonic modèle NM-SB50A, un équipement dédié à la thermocompression, qui effectue la vision, l'alignement, le trempage et la soudure. L'opération était entièrement prise en charge par un technicien certifié, car la machine était complexe à opérer et nécessitait une longue formation.

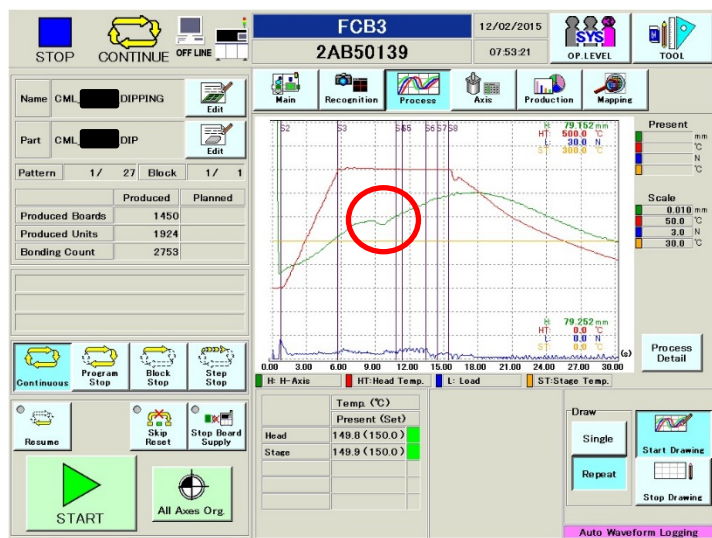


Figure 3.12 : Profil de soudure de la Panasonic

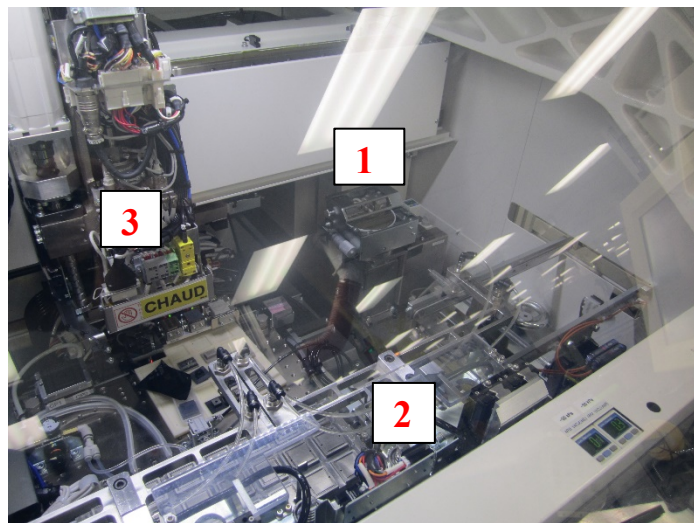


Figure 3.13 : Intérieur de l'équipement Panasonic

Les Figure 3.12 et Figure 3.13 montrent un aperçu du panneau de contrôle et de l'équipement. La photo de droite montre l'intérieur où on peut apercevoir la tête (3) qui effectue les opérations de thermocompression. Le disque de trempage est identifié par le chiffre 1 et la plaque qui préchauffe à 150°C et retient les substrats sous vide est le numéro 2. Cet outil contient un disque de trempage et non une plaque linéaire. La lame a toutefois été programmée pour tourner uniquement avant un trempage, afin de répliquer une situation avec plaque linéaire. La Figure

3.12 montre un profil de soudure. La courbe rouge est le profil de température de la tête chauffante, la courbe verte est la variation en hauteur de la tête (qui est corrélée avec la même variation au niveau des joints de brasure) et la courbe bleue est la variation de force appliquée par la tête. Ce graphique était produit pour chaque pièce montée et il était important de noter la légère dépression dans la courbe verte (encadrée en rouge), car elle était l'indicatrice qu'il y avait bel et bien eu fonte des billes de soudure. Le profil utilisé a varié avec les différents tests, afin d'optimiser le protocole au fil des résultats obtenus. Le Tableau 3.3 décrit un profil typique de thermocompression. Les valeurs ayant varié sont indiquées par des intervalles. La hausse de la température de la tête chauffante dans les étapes 2 à 7 touche directement la température de fonte des joints de brasure, son augmentation est due à l'observation d'une mauvaise soudure. La variation de force appliquée à l'étape 4 sert à aider la complétion des joints de brasure aux bords de la pièce lorsqu'augmentée. La variation de force à l'étape 6 est souvent une diminution, il s'agit du relâchement de la pression post-soudure, afin d'éviter que les joints de brasure ne soient trop écrasés.

Tableau 3.3 : Profil général de thermocompression

Étape	Temps (s)	Température de la tête chauffante(°C)	Position/action de la tête	Force appliquée (N)
1	0	150	Au-dessus du substrat, pas de contact	-
2	5	[325, 400]	Sur la pièce applique une pression	0.5
3	5	[325, 400]	Tient la pression	
4	0.5	[325, 400]	Applique une nouvelle pression	[0.5, 0.8]
5	2	[325, 400]	Tient la pression	
6	1	[325, 400]	Applique une nouvelle pression	[0.3, 0.5]
7	1	[325, 400]	Tient la pression	
8	12	150	Tient la pression	
9	0.5	150	Au-dessus de la pièce, pas de contact	

3.3.2 Lavage

Le lavage des pièces après soudure a été fait dans la laveuse Fortino, développée par le partenaire industriel. C'est une laveuse semi-automatique isolée, idéale pour les tests avec de nouveaux produits chimiques afin d'éviter la contamination des autres équipements. La Figure 3.14 montre l'intérieur de l'équipement, soit la courroie du convoyeur où sont déposées les pièces et les deux buses du jet de lavage.



Figure 3.14 : Intérieur de l'équipement de lavage Fortino

Les deux autres laveuses présentes dans le secteur de fabrication du centre de recherche sont les laveuses U240 et U503. La première possède aussi le montage optimisé et a été utilisée pour les pièces montées avec le flux témoin F, déjà qualifiées pour cette laveuse. Comme la laveuse Fortino ne possède pas de zone de séchage, les pièces ont toutes été séchées dans les laveuses U240 ou U503.

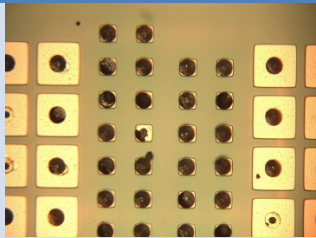
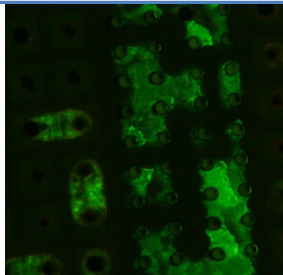
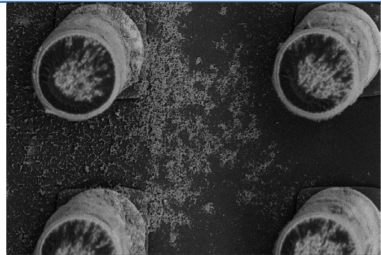
3.3.3 Application de l'agent de remplissage époxy

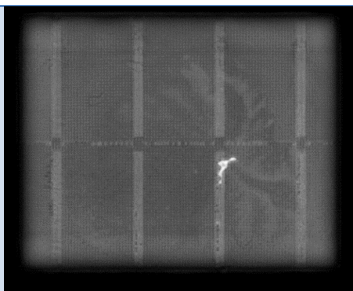
L'application de l'agent de remplissage époxy a été effectuée par des opérateurs et ingénieurs certifiés pour l'utilisation des équipements. Le matériel d'époxy ainsi que tous les paramètres utilisés sont les mêmes que ceux développés pour les produits 3D à pas fins déjà encapsulés chez le partenaire industriel. L'application de l'époxy a été faite sur un équipement spécialisé conçu par le partenaire industriel et la cuisson a été faite dans un four sous vide, selon le procédé de *pressure cure*. Comme le projet ne s'est pas attardé sur cette étape du procédé et que le savoir-faire du partenaire industriel a été utilisé, le détail des procédures ne sera pas développé ici.

3.3.4 Microscopes

Comme il s'agit de microfabrication, l'observation des pièces s'effectue rarement, sinon jamais, à l'œil nu. Plusieurs types de microscopes ont donc été utilisés. Le Tableau 3.4 présente les différents microscopes ainsi que leur utilité. Les microscopes optiques et UV disposent d'une caméra Clemex pour l'acquisition d'images.

Tableau 3.4 : Type de microscopes utilisés

Type de microscope	Modèle	Utilité	Type d'image obtenue
Optique	Leitz Ergolux	Grossissement jusqu'à 500X, inspection des pièces.	 <p>Figure 3.15 : Image en microscopie optique</p>
UV	Leitz Ergolux avec ampoule UV au mercure 50W	Inspection à la lumière UV pour détection de résidus organiques.	 <p>Figure 3.16 : Image en microscopie optique UV</p>
XYZ	Mitutoyo MF-U	Mesure des pièces de haute précision (μm) dans les trois axes	Pas d'acquisition d'images
Électronique à balayage (MEB)	LEO 1560, Gemini	Grossissement jusqu'à $\pm 15\,000\text{X}$, inspection des pièces.	 <p>Figure 3.17 : Image en microscopie à balayage électronique</p>

Acoustique	Sonoscan	Vision non destructive sous la microplaquette pour les pièces déjà encapsulées.	 <p>Figure 3.18 : Image en microscopie acoustique</p>
-------------------	----------	---	--

3.3.5 Matrices de pièces de test

Si la recherche repose sur la compréhension des phénomènes visco-inertiels en trempage en lien avec les propriétés physico-chimiques, elle repose aussi sur l'effet réel des flux candidats sur de vraies pièces 3D à pas fins, dans un procédé réel d'encapsulation. Une série de matrices de pièces de test a été conçue afin de cerner le meilleur choix de flux ainsi que de converger vers ses paramètres de procédé optimaux, tout en minimisant la quantité de pièces nécessaires, étant donné leur coût important.

Tableau 3.5 : Résumé des matrices de tests

Matrice	Utilité	Nombre total de pièces
1	Établir les paramètres de base d'assemblage et faire ressortir les aspects importants.	36
2	Tester différents paramètres de trempage et un procédé de lavage optimisé. Comparer recuit de fournaise et thermocompression.	40
3	Tester les paramètres optimaux de trempage sur les meilleurs candidats. Comparer avec un flux témoin.	24
4	Validation des paramètres de trempage retenus pour le meilleur flux candidat.	15
5	Tester en fiabilité électrique et mécanique (DTC, HAST) des pièces avec et sans capot pour deux flux candidats et un flux témoin.	78

3.4 Méthode expérimentale : validité d'une pièce

Comme il s'agit de pièces microélectroniques avec plusieurs milliers d'interconnexions matricielles, peu d'observations peuvent être faites à l'œil nu, c'est pourquoi la validité d'une pièce soudée ne peut être prononcée qu'à partir de tests, destructifs et non destructifs.

3.4.1 Vérification des joints de brasure

La vérification de la mouillabilité et de la soudure adéquate des joints de brasure formés lors de la thermocompression s'effectue par un test destructif, soit l'arrachement de la microplaquette à son substrat (ou *chip pull*). Une fois la microplaquette arrachée, il est possible d'inspecter chacun des joints de brasure en microscopie optique. Toutefois, comme il s'agit d'un assemblage fragile, l'arrachement de la microplaquette doit être effectué de façon à préserver les surfaces à analyser. La Figure 3.19 montre le matériel nécessaire pour le test. La microplaquette de la pièce est recouverte d'un support surmonté d'une boule (1) qui s'insère dans l'équipement qui fait l'arrachement. La colle (2) a été mélangée dans un contenant d'aluminium à l'aide d'un bâtonnet, qui a aussi servi à l'application. Des doigtiers de latex (3) et de l'alcool isopropylique (4) ont été utilisés pour protéger les doigts et dissoudre la colle aux endroits indésirables. Finalement, un montage qui soutient la pièce (5) a été obtenu, Figure 3.20. Une fois la pièce arrachée à l'aide d'un outil Instron, il subsistait une microplaquette séparée de son substrat, mais toujours soutenue par son support collé. Ces supports sont restés durant l'analyse visuelle au microscope, car cela aurait abîmé les pièces de les enlever. La Figure 3.21 montre ces pièces arrachées prêtes à être analysées.

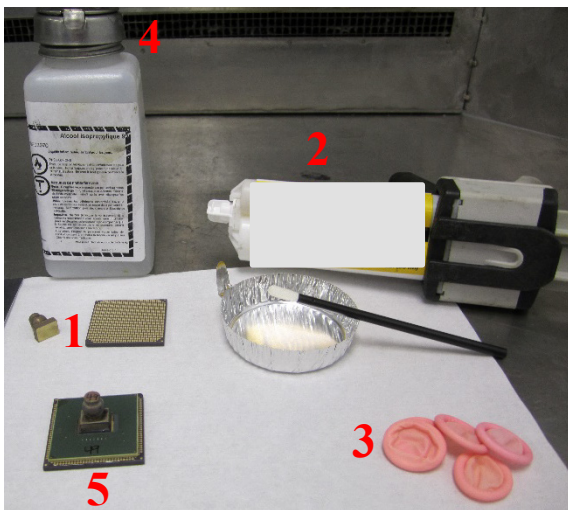


Figure 3.19 : Matériel pour le test destructif d'arrachement de la microplaquette

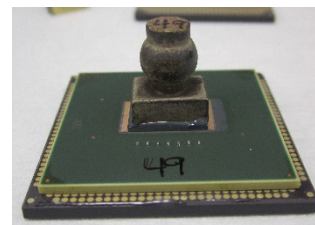


Figure 3.20 : Pièce prête à être arrachée

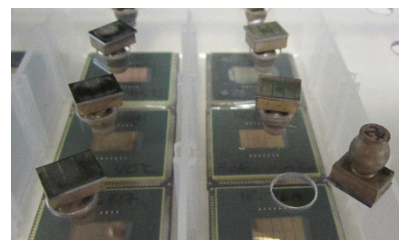


Figure 3.21 : Pièces arrachées prêtes pour l'analyse

L'analyse des joints de brasure vérifie qu'il y a bel et bien eu mouillage de la soudure par le flux et donc soudure complète. La Figure 3.22 montre un coussinet sur le substrat qui n'a pas été mouillé. La Figure 3.23 montre une soudure partielle et la Figure 3.24 montre une soudure

complète. Ces états sont possibles à déterminer, car un réceptacle à souder est recouvert d'or (Au) avant la soudure et c'est celui-ci que l'on voit briller lors de l'analyse lorsque la soudure n'a pas été complétée.

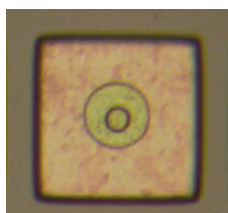


Figure 3.22 : Soudure non mouillée

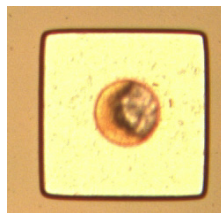


Figure 3.23 : Mouillage partiel

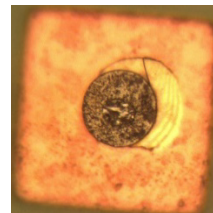


Figure 3.24 : Mouillage adéquat

Plusieurs types de ruptures ont été observés (Figure 3.25 à Figure 3.28), et malgré qu'il faille porter une attention particulière afin de les distinguer du réceptacle recouvert d'or non mouillé, ceux-ci sont tous un gage de mouillage adéquat et sont donc un indice que le flux a bien fait son travail.

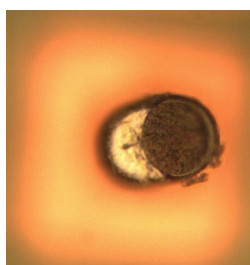


Figure 3.25 : Rupture à la base du pilier sur la microplaquette

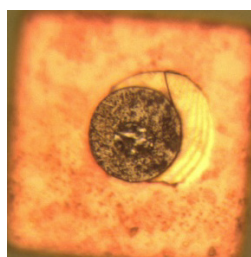


Figure 3.26 : Rupture à l'intermétallique

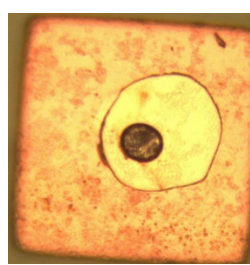


Figure 3.27 : Rupture intermétallique et passivation

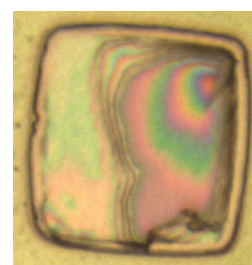


Figure 3.28 : Rupture dans la couche de passivation

3.4.2 Validation de propreté

La validation de la propreté s'effectue par la recherche de résidus de flux après lavage sur les pièces et requiert elle aussi des pièces arrachées et de la microscopie optique. Elle pouvait donc être menée en même temps que la validation des joints de brasure. Les résidus de flux se présentaient sous la forme de petits points, ressemblant à du poivre, pour les flux utilisés dans la recherche (Figure 3.29). Cela permettait de distinguer facilement un résidu de flux d'un contaminant, comme une fibre, qui serait venue se déposer après l'arrachement. La Figure 3.30 montre une pièce propre, sans résidus et la Figure 3.31 montre que parfois les résidus ne sont pas flagrants, mais tout de même présents.

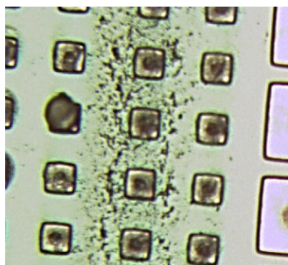


Figure 3.29 : Présence de résidus du flux 1 après lavage

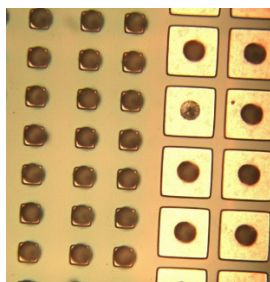


Figure 3.30 : Pièce propre après lavage (flux 1, recuit en fournaise)

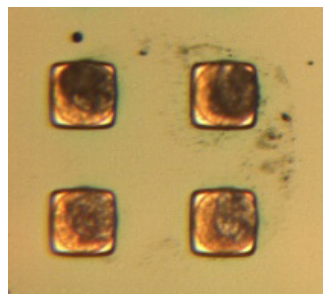


Figure 3.31 : Présence de peu de résidus du flux 1 après lavage

La validation de la propreté peut aussi être effectuée à l'aide de la microscopie optique UV, laquelle permet de détecter les résidus organiques, qui ne sont pas toujours visibles autrement. La lumière UV fait ressortir les résidus organiques en vert fluorescent et on observe un pont de flux (Figure 3.32), des résidus étendus (Figure 3.33) et une preuve que la microplaquette était désalignée avec son substrat (Figure 3.34).

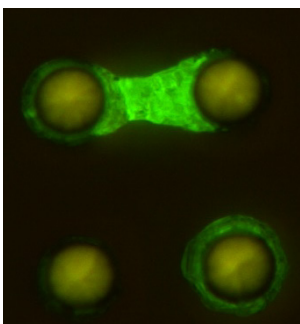


Figure 3.32 : Résidus de flux formant un pont (Flux 3)

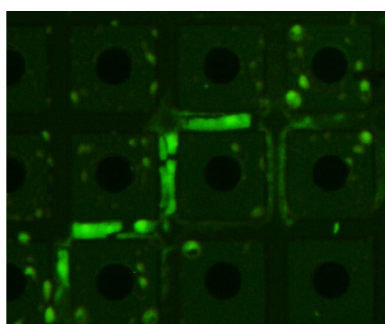


Figure 3.33 : Résidus de flux du Flux 2

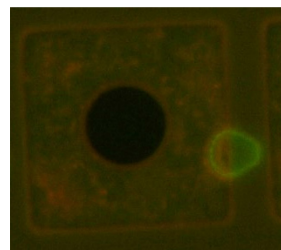


Figure 3.34 : Désalignement en microscopie UV (Flux 1)

Toutefois, la microscopie UV n'est pas systématiquement utilisée. Elle est surtout utile pour déterminer si un résidu est bel et bien organique ou pour confirmer des soupçons de présence de résidus difficilement détectables en lumière blanche uniquement. Que ce soit par microscopie optique sans UV ou avec UV, une pièce produite avec un flux lavable est validée comme bonne seulement si elle ne présente aucun résidu de flux après lavage.

La microscopie par balayage électronique a aussi été utilisée à cette étape de validation pour déterminer la nature des résidus. Cette information a été pertinente, car elle permettait d'expliquer les différences observées entre les deux flux lavables au niveau de leur propreté après lavage. Le détail de ces différences sera développé dans le chapitre des résultats.

3.4.3 Validation de compatibilité avec l'agent de remplissage époxy (microscopie acoustique)

La validation de la compatibilité d'un flux avec l'agent de remplissage époxy est principalement effectuée grâce à la microscopie acoustique. Celle-ci est confiée au personnel compétent du partenaire industriel. Il en ressort des images qu'il faut ensuite analyser. L'analyse repose sur la présence de vides, de délamination ou de manque d'adhésion. Ceux-ci apparaissent en blanc sur les images et sont la preuve qu'il y avait un contaminant (vraisemblablement un résidu de flux), de l'humidité ou un mauvais écoulement de l'époxy qui a empêché l'agent de remplissage de faire son travail et de remplir tous les espaces possibles. La Figure 3.35 présente la pièce idéale, celle sans vides. La Figure 3.36 présente une pièce comportant un seul vide, mais de taille inacceptable. Selon le produit, la taille maximale d'un vide est prescrite pour être considérée comme acceptable. La Figure 3.37 montre une quantité importante de vides qui rend non seulement la pièce rejetable, mais génère aussi des questions sur la validité du flux et/ou du procédé.

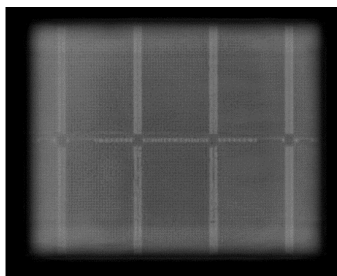


Figure 3.35 : Aucun vide avec le flux 1

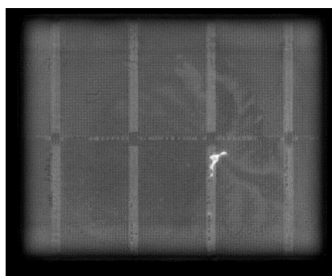


Figure 3.36 : Un seul vide avec le flux 3

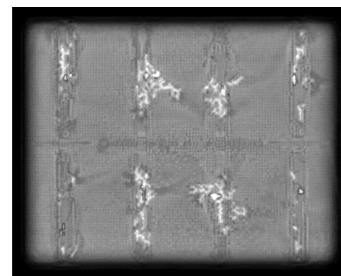


Figure 3.37 : Plusieurs vides avec le flux 3

La validation de la compatibilité avec l'agent de remplissage époxy recherche donc des pièces sans vides ni délamination.

3.4.4 Vérification non destructive de l'intégrité (X-ray pour ponts et microbilles)

L'imagerie X-ray a été utilisée pour la détection non destructive de défauts lorsque la pièce est déjà presque totalement encapsulée, c'est-à-dire que l'agent de remplissage époxy est en place. La Figure 3.38 montre le type d'image obtenue. On ne recherchait que les défauts flagrants, car ils se situaient au niveau des micro-C4, soit les plus petits points noirs en arrière-plan sur l'image. La Figure 3.39 montre où se situe la tranche avec les micro-C4 dans l'empilement, ce

qui explique pourquoi on voit autant d'éléments dans l'imagerie X-ray. Les défauts pouvaient se présenter sous forme de ponts ou liaisons entre les points (indice que le flux étant en trop grande quantité et aurait fait un pont) ou alors sous forme de microbille, soit un point qui se trouve en dehors de la matrice de points, entre deux micro-C4. Comme une soudure non mouillée, la microbille est elle aussi un défaut engendré par une incapacité du flux à désoxyder correctement, créant une répulsion de la soudure liquide, qui forme la microbille en dehors de la matrice d'interconnexions. Ces défauts peuvent induire des courts-circuits ou des faiblesses dans le montage.

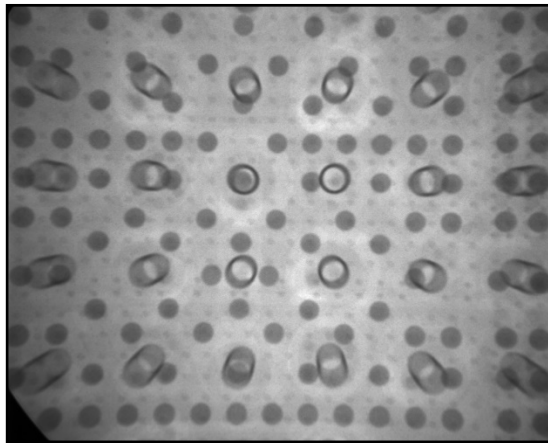


Figure 3.38 : Imagerie X-ray sur une pièce 3D à pas fins encapsulée

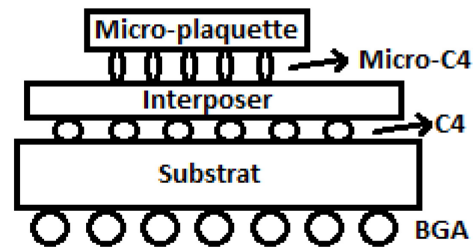


Figure 3.39 : Schéma de l'empilement 3D du test véhicule à pas de 50µm

3.4.5 Validation du comportement en fiabilité

Deep Thermal Cycling (DTC)

Le test de fiabilité DTC permet de voir la performance des pièces lorsqu'elles sont soumises à plusieurs cycles de températures variables, passant de températures sous zéro à 100°C et plus en un temps défini. Dans le cadre du projet, ce test a permis de tester les pièces sur la fatigue des joints de brasure et la qualité de l'adhérence de l'agent de remplissage époxy. Les défauts recherchés suite au test étaient les fissures et les délaminations. Le Tableau 3.6 décrit la procédure suivie pour les tests de DTC pour les pièces sans capots. Les pièces avec capots subissaient les mêmes étapes jusqu'à 850 cycles, par contre la microscopie acoustique ne survenait qu'à la toute fin, car le capot devait être retiré pour obtenir une image.

Tableau 3.6 : Détail du test de fiabilité DTC pour pièces sans capots

Étape de validation en DTC	Utilité
Microscopie acoustique	Défauts présents avant le test
Préconditionnement : 1. Choc thermique : -40/60°C/5 cycles 2. Cuisson : 125°C/24h 3. Environnement humide : 30°C/60%RH/192h 4. Cuissons (3x) : 245°C	Simulation du transport et de l'attache à la carte des pièces microélectronique.
Microscopie acoustique	Défauts survenus durant le préconditionnement
-40/125°C/250 cycles	DTC
Microscopie acoustique	Défauts après 250 cycles.
-40/125°C/250 cycles	DTC
Microscopie acoustique	Défauts après 500 cycles.
-40/125°C/350 cycles	DTC
Microscopie acoustique	Défauts après 850 cycles.
-40/125°C/150 cycles	DTC
Microscopie acoustique	Défauts après 1000 cycles.

Highly Accelerated Stress Test (HAST)

Le test de stress accéléré HAST permet de voir la performance des pièces lorsqu'elles sont soumises à un voltage et une température définis dans un environnement humide. Dans le cadre de ce projet, les réponses recherchées étaient principalement des courts-circuits, car cela est un indicateur qu'il y a eu migration ionique entre les joints de brasure pour former des ponts. Cela est aussi un bon indicateur de la présence de ponts entre les joints précédant le test ou de la présence de microbilles de brasure indésirables entre les joints dans la matrice d'interconnexions. D'autres défauts peuvent aussi survenir, car la dégradation des matériaux et la dégradation de leurs interfaces sont aussi mises à l'épreuve. Cette dernière peut aussi être un indice qu'un résidu de flux aurait causé une mauvaise adhérence de l'agent de remplissage époxy. Le Tableau 3.7 montre le détail du test de fiabilité HAST suivi pour les pièces de test.

Tableau 3.7 : Détail du test de fiabilité HAST

Étape de validation en HAST	Utilité
Microscopie acoustique	Défauts présents avant le test
Préconditionnement : 5. Choc thermique : -40/60°C/5 cycles 6. Cuisson : 125°C/24h 7. Environnement humide : 30°C/60%RH/192h 8. Cuissons (3x) : 245°C	Simulation du transport et de l'attache à la carte des pièces microélectronique.
Microscopie acoustique	Défauts survenus durant le préconditionnement
Soudure de fils sur BGA	Introduction du courant électrique dans la pièce/ obtention des lectures
110°C/85%RH/264h/3.7V Lectures aux 10 minutes	HAST

Chapitre 4 RÉSULTATS

4.1 Le flux et son comportement

4.1.1 Caractérisation physico-chimique en laboratoire de chimie

Le Tableau 4.1 présente les moyennes de trois mesures répétées pour chacun des tests physico-chimiques.

Tableau 4.1 : Résultats de la caractérisation physico-chimique des flux

	Flux 1	Flux 2	Flux 3
Densité	1.18±0.01	1.12±0.01	0.96±0.01
pH	3.7±0.5	8.8±0.5	6.3±0.5
Nombre d'acide (mg KOH)	65.5±0.5	31.0±0.5	38.5±0.5
Contenu halogéné (%)	0.03±0.005	0.007±0.005	0
Viscosité (cP)	200k	8k	600k
Tension de surface (N/m)	0.698±0.005	0.045±0.005	Impossible à mesurer avec la méthode utilisée*
Adhésivité (gF)	800	300	1000
TGA (Wt%@250°C)	97.7±0.1	90.6±0.1	10.7±0.1
TGA (Wt%@425°C)	31.8±0.1	35.8±0.1	0.7±0.1

*Valeur non mesurable à l'aide de l'anneau de Noüy dû à la trop grande viscosité et adhésivité du Flux 3.

Les valeurs de densité et de tension de surface ont été utilisées pour les calculs de comportements en trempage. Le nombre d'acide souhaité était d'un minimum de 30 mg KOH [46] et tous les candidats atteignaient ou dépassaient cette valeur. Cela signifie qu'en théorie, tous étaient aptes à désoxyder correctement les billes de soudure. La mesure d'adhésivité est en lien avec la viscosité et malgré qu'elle doive idéalement se situer au-dessus de 500 gf [46], elle n'élimine pas le candidat Flux 2 pour autant, car il s'agit surtout d'un paramètre critique pour la conservation de l'alignement durant le passage en fournaise de recuit, étape remplacée ici par la thermocompression. Le contenu halogéné devrait être nul, mais des valeurs aussi basses que celles obtenues sont acceptables vu qu'elles sont basses et n'ont pas été ajoutées intentionnellement par le fournisseur [5]. Ensuite, les analyses thermogravimétriques montraient que les flux lavables à l'eau se volatilisaient peu sous l'effet de la température, mais

que le flux sans lavage se décomposait à 90%, ce qui était la valeur à atteindre souhaitée [46]. La TGA à 250°C était une simulation d'un recuit en fournaise et la TGA à 425°C était une simulation de la température potentiellement vue par le flux en thermocompression. Le profil exact de thermocompression n'était pas simulable sur l'appareil de TGA. Le Tableau 4.2 montre la différence entre ce que l'appareil pouvait simuler et ce qu'un profil réel de thermocompression requérait.

Tableau 4.2 : Comparaison des performances de l'appareil TGA et de l'outil de thermocompression

Paramètres	Appareil TGA	Profil de thermocompression
Montée en température	Maximum de 120°C/min	2760°C/min
Refroidissement	Meilleur taux de 50°C/min, pour les hautes températures	480°C/min

L'analyse de TGA seule renseigne sur le changement de masse durant la cuisson, mais pas sur la nature de ce qui se volatilise. C'était ici que l'analyse en spectroscopie infrarouge (FTIR) intervenait. La Figure 4.1 montre le spectre du Flux 2 avant (en rouge) et après (en noir) une TGA à 425°C. On y remarquait que l'indicateur de liaisons O-H, qui permet souvent de cerner un groupement -OH (alcool), était présent avant la cuisson, mais plus après. Malgré que la confidentialité des recettes de flux ne permettait pas une analyse détaillée, en sachant que c'était un alcool qui se volatilisait durant la cuisson, il fut possible de conclure qu'il était improbable de le retrouver sur des pièces après lavage, mais qu'il était aussi improbable qu'il se dépose dans les équipements et risque de contaminer de futures pièces, car c'est un composé très volatil. L'analyse du Flux 2 montrait une large bande OH dans la zone 3200-3600 cm⁻¹[48], ce qui dénotait une forte concentration du composé chimique. Cette information était cruciale dans le cas d'un flux de trempage, car l'alcool étant un composé naturellement volatil, le flux pourrait voir ses propriétés changer dans le temps s'il était exposé à l'air. Cette information a validé qu'une méthode de trempage avec réservoir était un procédé à préférer pour éviter le vieillissement du flux.

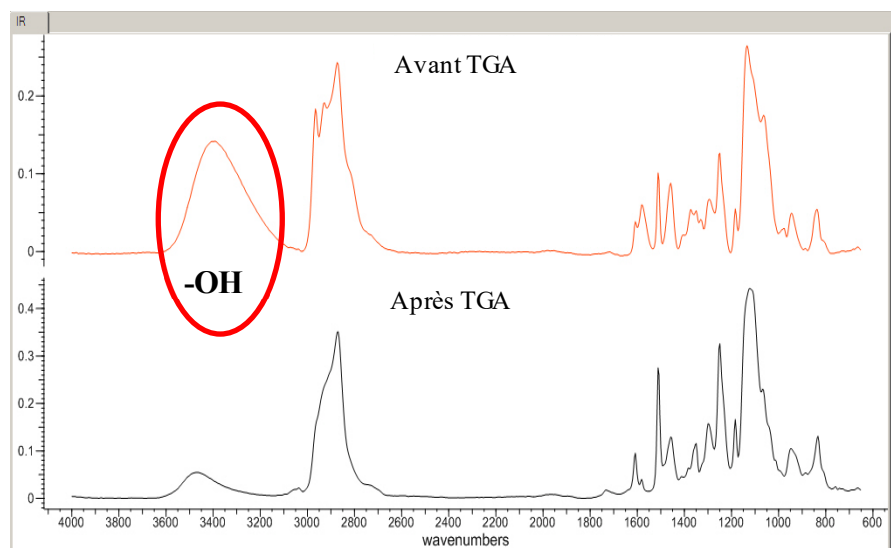


Figure 4.1 : Spectre infrarouge du Flux 2 avant et après TGA (425°C)

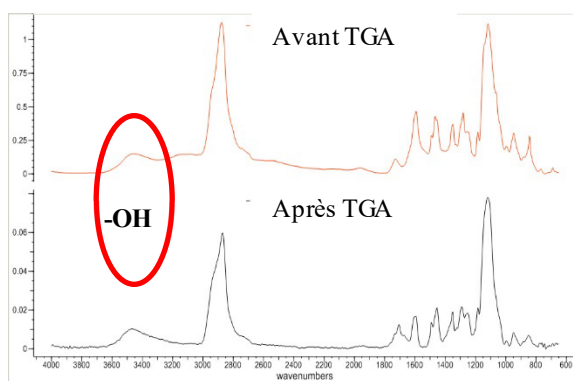


Figure 4.2 : Spectre infrarouge du Flux 1 avant et après TGA (425°C)

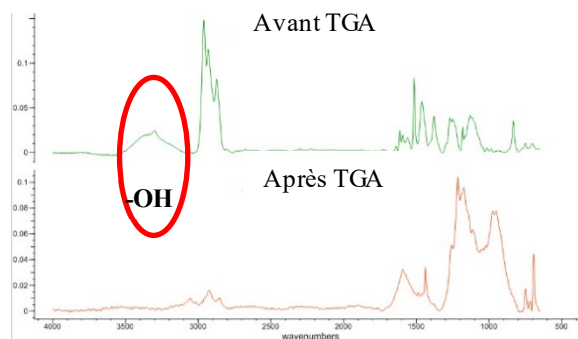
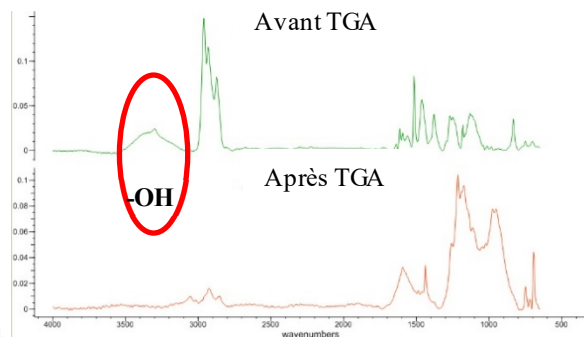


Figure 4.3 : Spectre infrarouge du Flux 3 avant et après TGA (425°C)

La Figure 4.2 montre que le Flux 1 ne changeait pas de façon notable dans sa structure chimique avant (rouge) et après cuisson (noir), malgré une perte de masse de 64%, selon la TGA à 425°C. Selon la lecture des pics sur le spectre infrarouge, on notait un pic fort dans la zone 3200-3600 cm^{-1} , ce qui pointait vers un groupement -OH encore une fois, mais de moins grande concentration, car le pic était de moins forte intensité [48]. On pouvait donc conclure que le Flux 1 pouvait lui aussi vieillir au contact prolongé avec l'air, mais probablement de façon moins



marquée que le Flux 2. La Figure 4.3 montre que le Flux 3 a connu un changement majeur dans sa composition après la cuisson de TGA à 425°C. Il présentait lui aussi le groupement -OH avant la cuisson, mais plus du tout ensuite. Même la section du spectre (1700 à 800 cm^{-1}) regroupant les différents composés carbonylés ou acides carboxyliques [48] a connu des changements majeurs. La TGA montrait une perte de masse de 99.3% et il fut possible de conclure à la disparition des alcools et amines, ainsi qu'à la fragmentation des molécules plus grandes restantes. En se basant uniquement sur l'analyse TGA et celle en spectroscopie infrarouge, il était possible de valider que le Flux 3 faisait bien son travail de flux sans lavage en laissant très peu de résidus. Pour les deux autres flux, les résultats étaient aussi satisfaisants et, bien qu'ils fournissent des informations intéressantes, ils ne permettaient pas d'établir un ordre de préférence.

4.1.2 La viscosité

Les valeurs de viscosité obtenues concordaient avec l'aspect visuel des flux. La Figure 4.4 montre comment le Flux 2, le moins visqueux, s'étend dans le contenant pour occuper tout l'espace. À 8000 cP, il se rapproche de la viscosité du miel clair à 7000 cP [49], il est donc juste assez liquide pour s'étendre, mais sans plus. Le deuxième flux, le Flux 1, est déjà beaucoup plus visqueux et à l'observation, on voit qu'il retient beaucoup plus sa forme que le Flux 2 et s'écoule lentement. Quant au troisième flux, c'est le plus visqueux, au point où la mesure de sa tension de surface avec l'anneau de Nouÿ fut impossible à réaliser. En effet, c'est un fluide qui penche beaucoup plus vers le solide, avec sa tendance à garder sa forme et à ne pas s'écouler du tout.

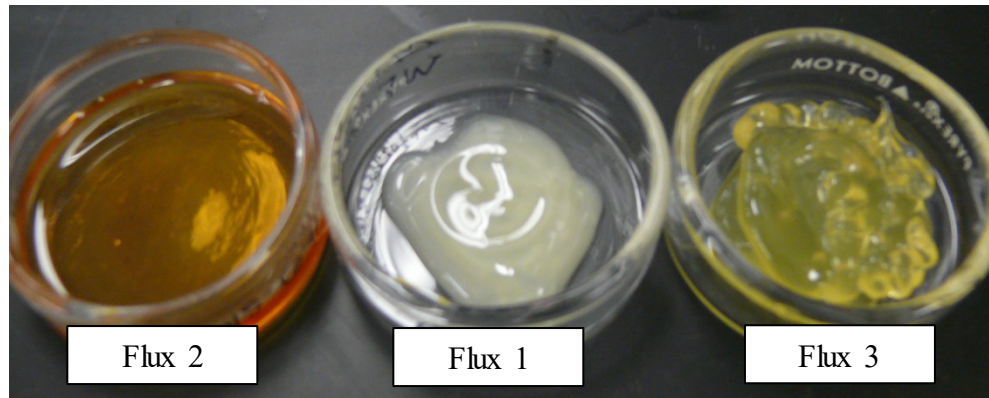


Figure 4.4 : Aspect visuel des trois flux candidats

L'analyse plus détaillée de la viscosité par la méthode du rhéomètre à plaques a permis d'autres observations importantes. Tout d'abord, le graphique de la viscosité en fonction de la contrainte de déformation pour chacun des flux montre que le Flux 2 (Figure 4.5) est newtonien, viscosité constante sous la contrainte, et que les flux Flux 1 (Figure 4.6) et Flux 3 (Figure 4.7) sont rhéofluidifiants, c'est-à-dire que leur viscosité diminue sous la contrainte. La fin de la courbe de la viscosité du Flux 1 montre une caractéristique typique des fluides non newtoniens les rendant plus difficiles à modéliser, soit leur comportement complexe non linéaire.

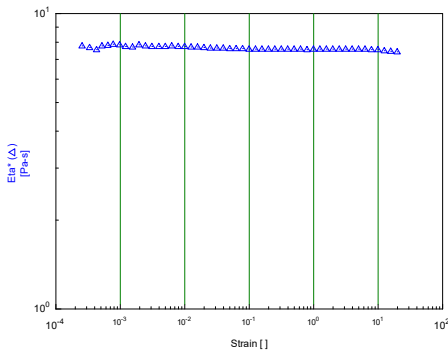


Figure 4.5 : Viscosité sous la contrainte pour Flux 2

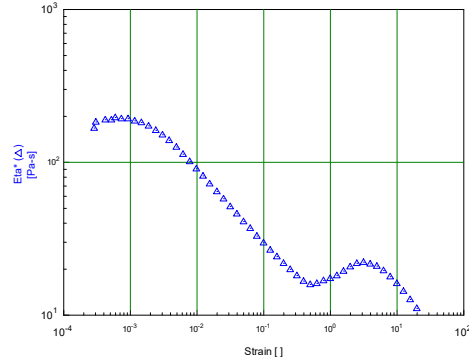


Figure 4.6 : Viscosité sous la contrainte pour Flux 1

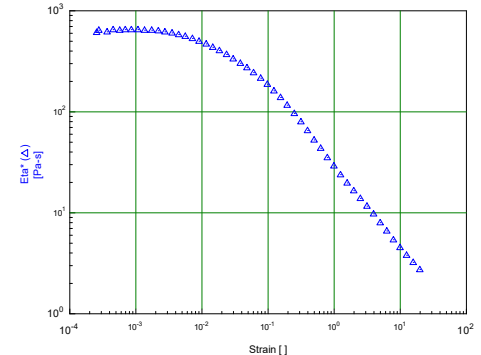


Figure 4.7 : Viscosité sous la contrainte pour Flux 3

Ensuite, en traçant les courbes des modules de perte et de stockage pour chacun des flux, on obtient plus d'information. Pour le Flux 2, la Figure 4.8 montre le module de stockage et la Figure 4.9 montre le module de perte sous la contrainte. Généralement, les deux modules sont réunis sur le même graphique, mais la différence d'échelle était trop importante ici pour donner un graphique clair.

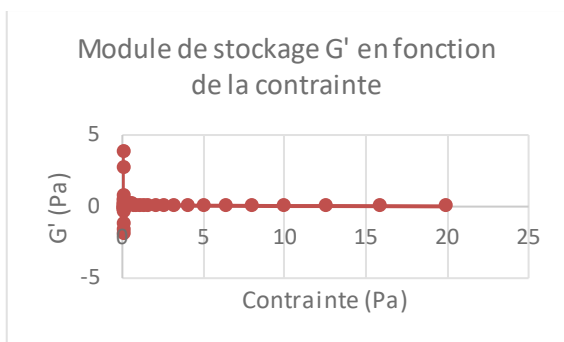


Figure 4.8 : Graphique du module de stockage pour Flux 2

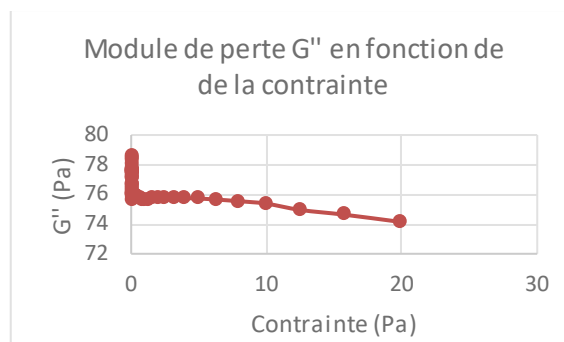


Figure 4.9 : Graphique du module de perte pour Flux 2

Selon la théorie [32] [47], les deux graphiques sont révélateurs. D'abord, le long plateau du module de stockage montrait que le Flux 2 était complètement viscoélastique et n'avait pas de valeur limite de contrainte pouvant détruire sa structure. Ce résultat concordait avec le fait qu'il était un fluide newtonien, dont la viscosité ne changeait pas sous la contrainte. On remarque que $G'' > G'$, ce qui signifie que le flux se comporte plutôt comme un liquide, ce qui est visuellement confirmé.

La Figure 4.10 montre le graphique des mêmes modules sous la contrainte pour le Flux 1.

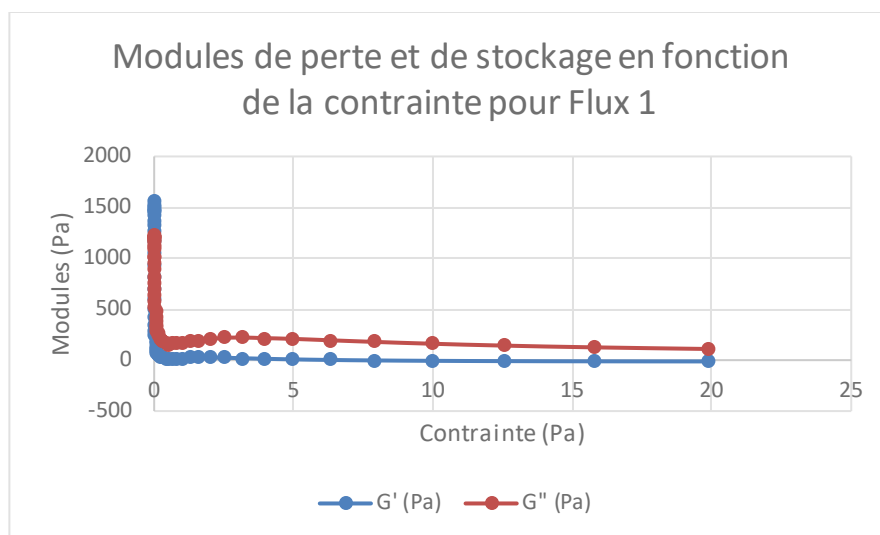


Figure 4.10 : Graphique des modules de perte et de stockage pour Flux 1

On remarque tout de suite que les deux courbes étaient beaucoup plus rapprochées que pour le Flux 2. Encore une fois, $G'' > G'$, ce qui confirmait un comportement plutôt liquide que solide. Toutefois, le rapport entre les deux modules était inversé pour un court intervalle de déformation au tout début du test ($G' > G''$), ce qui signifie que le flux avait un comportement plutôt de type

solide ou gel à l'état initial. Ce résultat devait être analysé de façon critique, car il se situait aussi dans la zone de départ du test et l'appareil de mesure pouvait y être instable. Les plateaux observés avant le point $G'' = G' = 0.002$ étaient courts pour l'intervalle de déformation $[0.0002, 0.002]$ Pa et le ratio obtenu était $\frac{G''}{G'} = 0.82$. Un ratio aussi haut ne dépeint pas une bonne élasticité dans la structure, ce qui expliquait le passage rapide d'un comportement gel-solide à liquide. Ce ratio expliquait pourtant la faible propension du flux à maintenir sa forme au repos. En le comparant au Flux 2, dont le ratio serait supérieur à 1 s'il avait pu être calculé, on s'apercevait que les deux flux affichaient des comportements très différents au repos.

La Figure 4.11 montre les modules de perte et de stockage associés au Flux 3. Ce flux était différent des autres, car il commençait, de façon plus marquée, dans un régime plutôt solide, $G' > G''$, pour tomber dans un régime plutôt liquide ($G'' > G'$) plus la contrainte augmentait. C'était un fluide typiquement thixotropique, avec la valeur de 0.2 Pa comme limite où la déformation affecte la structure du fluide, soit le point $G'' = G'$. Les valeurs des modules au plateau élastique, invisibles sur le graphique, car elles se situaient dans la plage de contrainte $[0.0002, 0.006]$ Pa, ont permis d'obtenir le ratio $\frac{G''}{G'} = 0.39$. Un ratio bas comme celui-ci démontrait une bonne élasticité dans le fluide et c'est ce qui expliquait sa propension à ne pas s'affaisser, observable visuellement.

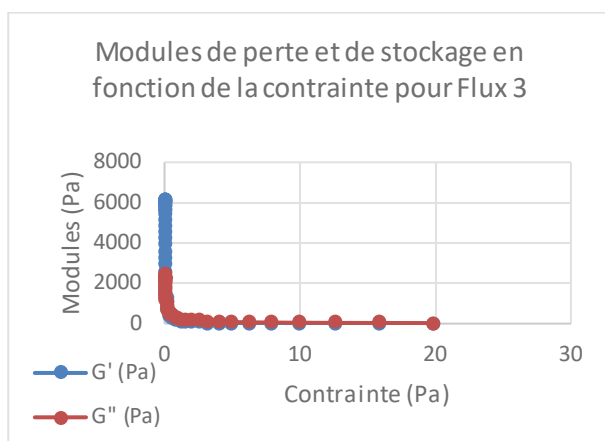


Figure 4.11 : Graphique des modules de perte et de stockage pour Flux 3

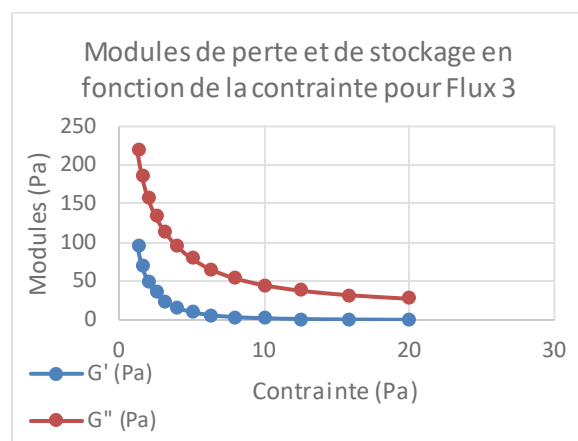


Figure 4.12 : Aggrandissement du graphique des modules de perte et de stockage pour Flux 3

L'analyse des ratios obtenus pour les trois flux permettait de prédire leur comportement en trempage. Un flux avec un ratio élevé, ne présentant aucun maintien de forme comme le Flux 2, laissait deviner qu'il n'aurait pas de difficulté à mouiller la plaque de trempage ni les billes de

soudure, constatation renforcée par sa plus faible tension de surface. Cela était avantageux dans la mesure où il se travaillerait bien, mais désavantageux, dans la mesure où un mauvais contrôle de la profondeur de flux pouvait l'amener à grimper trop haut sur les piliers de cuivre des microplaquettes et ainsi mouiller des surfaces qui ne devaient pas l'être. Le Flux 1 ayant un ratio élevé, mais moins élevé que celui du Flux 2 laissait présager un comportement similaire au Flux 2, mais plus lent. Sa plus grande viscosité ainsi que sa force élastique interne l'empêcheront de mouiller les surfaces aussi rapidement. Quant au Flux 3, son comportement plutôt solide ne laissait espérer aucun comportement de mouillage efficace autre que celui forcé par le trempage, au niveau exact du film de flux. Si ce type de comportement avait l'avantage d'être plus précis, il avait aussi le désavantage de ne laisser aucune chance à la variabilité inévitable de procédé. Déjà avec aussi peu d'informations, les résultats laissaient présager une plus grande facilité à travailler avec le Flux 2 par rapport aux deux autres candidats.

La mise sous contrainte des flux en température a permis de déterminer à quelle température les modules G' et G'' se rencontraient, donc le point où la structure du flux subissait un changement sous contrainte thermique. Ce changement permet de connaître le moment durant le profil de soudure auquel le flux perd ses capacités physico-chimiques connues à température ambiante. Par exemple, si le flux retient bien sa forme à température ambiante, mais s'écoule facilement à une certaine température, cela pourrait affecter son effet désoxydant s'il ne recouvre plus suffisamment les joints de brasure. Cet impact est particulièrement important dans le cas d'un procédé de trempage où une quantité minimale de flux est utilisée. La Figure 4.13 montre le comportement de la viscosité du Flux 2 sous contrainte thermique. On voyait que la viscosité diminuait avec l'augmentation de la température de façon linéaire jusqu'à 60°C, pour ensuite devenir plus ardue à mesurer par l'appareil, mais toujours de façon généralement linéaire.

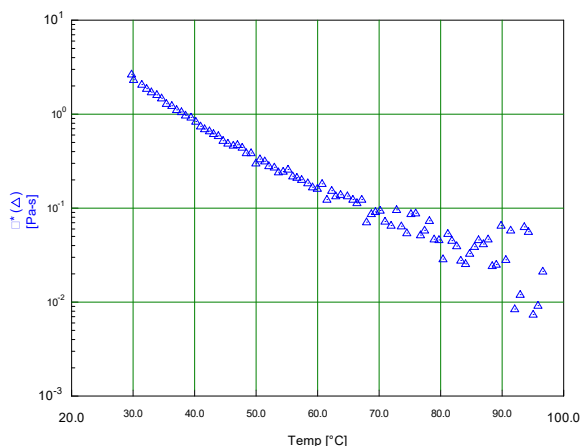


Figure 4.13 : Viscosité sous contrainte thermique pour Flux 2

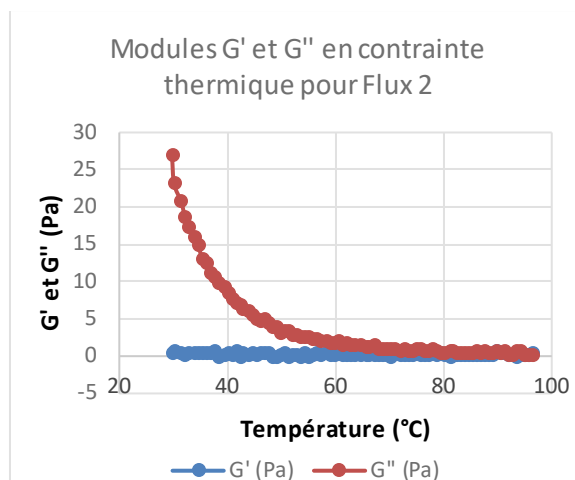


Figure 4.14 : Modules de perte et stockage en température pour Flux 2

La Figure 4.14 montre ensuite les modules tirés de ce test. Sans surprise, $G'' > G'$, car il s'agissait du même flux au comportement liquide. Cependant, cette fois les courbes se croisent à 92°C. On pouvait donc conclure qu'à cette température survenait un changement structurel important. Dans le cas d'un profil de soudure, cette plage de température est idéale, car la fonte des métaux du joint de brasure survient habituellement autour de 250°C, ce qui maintient la microplaquette en place plus longtemps dans la fournaise de recuit [5].

La Figure 4.15 montre le comportement de la viscosité du Flux 1 sous contrainte thermique. On y remarque que ce flux réagissait différemment sous la température. Sa viscosité chutait jusqu'à 50°C où elle atteignait un plateau. Ce qui le différenciait du Flux 2 était au niveau du graphique des modules de perte et de stockage (Figure 4.16), car les courbes se croisaient. Le point où $G' = G''$ survenait donc vers 42°C. Cela permettait de conclure que la transition du comportement solide vers le comportement liquide du flux pouvait être située à cette température. Ce changement pouvait laisser présager que le flux perdrait son maintien pour s'écouler au tout début du procédé de soudure. Dans un recuit de fournaise, cela pourrait être critique pour le maintien de l'alignement de la microplaquette, alors que dans le cas d'une soudure en thermocompression, la quantité de flux deviendrait un point sensible dans la mesure où son écoulement prématuré ne devrait pas compromettre sa fonction désoxydante sur l'ensemble des interconnexions.

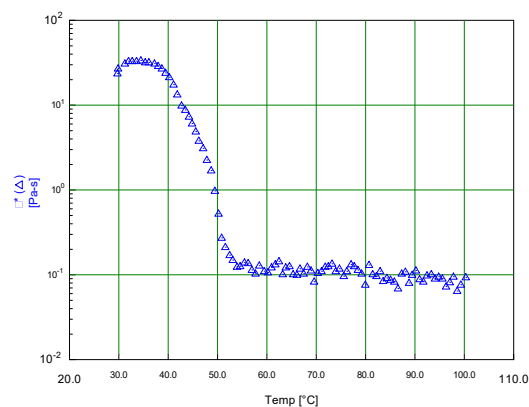


Figure 4.15 : Viscosité sous contrainte thermique pour Flux 1

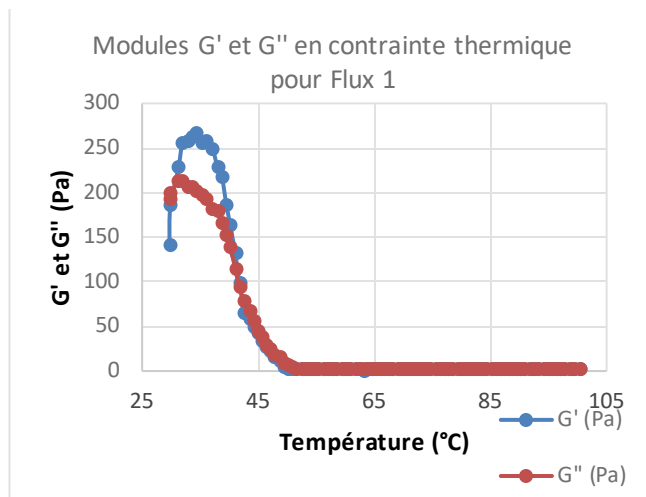


Figure 4.16 : Modules de perte et de stockage en température pour Flux 1

La Figure 4.17 montre le comportement de la viscosité en température du Flux 3. Le flux conservait la même viscosité jusqu'à 55°C avant de commencer à se fluidifier sous l'effet de la chaleur.

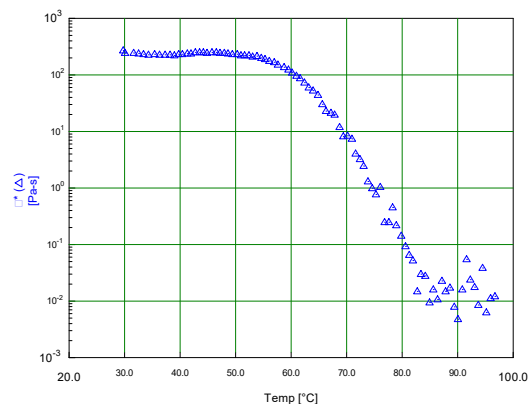


Figure 4.17 : Viscosité sous contrainte thermique pour Flux 3

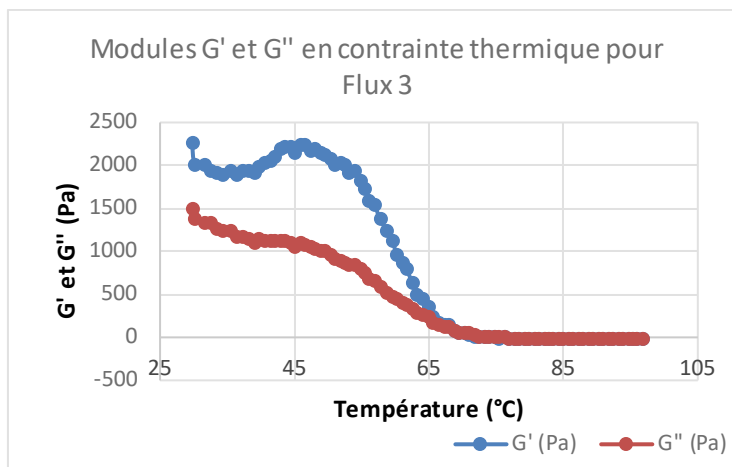


Figure 4.18 : Modules de perte et de stockage en température pour Flux 3

La Figure 4.18 montre les modules de perte et de stockage en contrainte thermique pour ce flux sans lavage. Le module de stockage était plus élevé que le module de perte au départ, ce qui concordait avec le comportement solide dominant déjà observé pour ce flux. Le changement de structure survenait à 68°C, lorsque les deux courbes de modules se croisaient. C'est aussi près de cette température que la viscosité commençait à chuter. En gardant à l'esprit qu'il s'agissait d'un flux sans lavage qui devait se dégrader presque entièrement avec la chaleur, il n'était pas surprenant que les changements dans sa structure interviennent tôt. Dans le cas d'un profil en thermocompression, le flux avait le temps de s'activer avant la fonte des soudures, mais il se

dégradait peut-être trop rapidement sous le profil agressif du procédé pour désoxyder correctement les joints de brasure, comme l'ont démontré les résultats d'assemblage (section 4.2). Ainsi, à la lumière des seuls résultats des tests sur la viscosité, l'ordre de préférence pour les flux était maintenu à : Flux 2, Flux 1, Flux 3. Cela confirmait la haute importance de ce paramètre pour un flux en trempage.

4.1.3 Caractérisation des phénomènes visco-inertiels (test de la bille)

La caractérisation des phénomènes visco-inertiels des flux à l'aide d'une bille de grandeur macroscopique simulant une bille de soudure de dimensions microscopiques a permis de mieux cerner les flux et de relier les résultats théoriques avec les résultats observés. Tout d'abord, en se servant des propriétés physico-chimiques mesurées en laboratoire, il a été possible de calculer la valeur théorique du poids retiré en trempage sur une bille. Le Tableau 4.3 regroupe les valeurs utilisées pour ces calculs. Le Flux 3 n'apparaît pas au tableau, car sa tension de surface était impossible à mesurer par les méthodes disponibles.

Tableau 4.3 : Valeurs des flux Flux 2 et Flux 1 utilisées pour le calcul du poids de flux

Flux	Flux 1	Flux 2
Densité (kg/m³)	1.18±0.01	1.12±0.01
Viscosité (Ns/m²)	200k	8k
Tension de surface (N/m)	0.698±0.005	0.045±0.005
Nombre de capillarité (Ca)	5.73	0.36

Le Tableau 4.4 présente les différentes profondeurs de trempage ainsi que l'aire de la bille qui est recouverte par une telle profondeur pour les tests menant aux calculs de poids. En effet, si la théorie veut que 50% de la bille soit immergée [17], la réalité n'a pas permis d'avoir des plaques de trempage aux profondeurs optimales pour chacune des billes.

Tableau 4.4 : Valeurs de calcul reliées aux billes de tests

Diamètre de bille (m)	Profondeur de trempage (m)	Aire de la calotte recouverte (m²)
29E-06	10E-06±5µm	1.59E-09±0.05

3.15E-03	0.00157±0.001mm	1.55E-05±0.05
4.75E-03	0.00157±0.001mm	2.34E-05±0.05
9.50E-03	0.0052±0.001mm	1.55E-04±0.05

Le Tableau 4.5 montre la progression du calcul de poids au travers des différentes lois et corrections calculant l'épaisseur de fluide retirée sur un solide pour le Flux 2. On commence avec l'équation de Landau-Levich-Dejarguin initiale, pour poursuivre avec la correction de White et Tallmadge, l'application des forces inertielles par le nombre de Weber et finalement l'ajout de l'épaisseur supplémentaire entraînée par viscosité. Une vitesse de retrait de 120 mm/min a été utilisée pour ces tests.

Tableau 4.5 : Poids théoriques selon les différentes équations et poids mesuré pour Flux 2

Diamètre (m)	LLD (kg)	W&T (kg)	Forces inertielles (kg)	Entraînement visqueux (kg)	Poids réel mesuré (kg)
29E-06	1,74E-14	5,40E-14	1,30E-14	3,35E-10	4,13E-10
3.15E-03	1,85E-08	3,10E-06	1,38E-08	4,12E-05	5,00E-06
4.75E-03	4,22E-08	1,42E-01	3,15E-08	6,21E-05	1,10E-05
9.50E-03	5,59E-07	1,18E-09	4,17E-07	7,49E-04	1,22E-04

*Incertainitude de $\pm 0.1 \times 10^{-6}$ kg sur toutes les mesures.

On a remarqué que les équations de LLD, W&T et même celles des forces inertielles étaient loin de la réalité de plusieurs ordres de grandeur, due à la divergence connue de ces équations pour les fluides visqueux, avec une vitesse de retrait élevée pour un régime capillaire. C'est réellement l'entraînement visqueux qui jouait un rôle décisif sur l'approximation. Le Tableau 4.6 montre l'écart entre la valeur de la meilleure approximation (entraînement visqueux) et le poids réel mesuré.

Tableau 4.6 : Écart entre la meilleure approximation et le poids réel de Flux 2

Diamètre (m)	Entraînement visqueux (kg)	Poids réel mesuré (kg)	Écart (kg)	% écart
29E-06	3,35E-10	4,13E-10	-6,09E-11	23%
3.15E-03	4,12E-05	5,00E-06	-3,62E-05	-88%

4.75E-03	6,21E-05	1,10E-05	-5,11E-05	-82%
9.50E-03	7,49E-04	1,22E-04	-6,27E-04	-84%

*Incertitude de $\pm 0.1 \times 10^{-6}$ kg sur toutes les mesures.

On remarque que la meilleure approximation isolée peut seulement estimer un ordre de grandeur auquel on peut s'attendre, en fonction de la vitesse de retrait, de la profondeur de trempage et des caractéristiques physico-chimiques du flux. Compte tenu des écarts obtenus pour les billes de plus grande taille, on ne peut se fier au bon pourcentage d'écart calculé pour la bille de 29 μ m de diamètre, car elle est soumise aux mêmes conditions expérimentales.

Le même calcul a été effectué avec le Flux 1. Le Tableau 4.7 montre uniquement les résultats pour la meilleure approximation à partir de la correction de l'entraînement visqueux. La vitesse de retrait utilisée était de 120 mm/min.

Tableau 4.7 : Écart entre la meilleure approximation et le poids réel de Flux 1

Diamètre (m)	Entraînement visqueux (kg)	Poids réel mesuré (kg)	Écart (kg)	% écart
29E-06	1,16E-09	9,41E-11	-1,06E-09	-92%
3.15E-03	2,12E-04	4,00E-06	-2,08E-04	-98%
4.75E-03	3,92E-04	6,00E-06	-3,86E-04	-98%
9.50E-03	3,67E-03	1,12E-04	-3,56E-03	-97%

*Incertitude de $\pm 0.1 \times 10^{-6}$ kg sur toutes les mesures.

Les résultats obtenus avec le Flux 2 auraient dû mieux se conformer aux valeurs théoriques, car il s'agit d'un fluide newtonien. Toutefois, les conditions expérimentales comportaient de nombreuses sources d'erreur. La plus importante était celle de la précision de la balance utilisée qui était de ± 0.1 mg ($\pm 0.1 \times 10^{-6}$ kg). Cette source d'erreur plaçait une grande incertitude sur la bille de 3.15 mm de diamètre et celle de 29 μ m de diamètre. Il faut savoir ici que le poids pour une seule bille de 29 μ m a été déduit du poids de flux recueilli sur 11 430 interconnexions et que ce poids moyen était de 4.73×10^{-6} kg. Une autre source d'erreur s'ajoute spécifiquement pour le Flux 2 : sa concentration en alcool. En effet, l'analyse en spectroscopie infrarouge a démontré que cette valeur le rendait plus susceptible au vieillissement à l'air et si l'impact peut être négligeable pour une certaine quantité de fluide (billes plus grosses), elle peut affecter les résultats pour une quantité drastiquement plus petite (bille de 29 μ m) où le ratio surface/volume

est beaucoup plus élevé. De plus, les équations de LLD, même corrigées, ne tiennent pas compte des phénomènes d'échange de masse (ie. Évaporation) cependant, l'analyse thermogravimétrique démontrait une perte de seulement 10% de masse, commençant autour de 150°C. Les autres sources d'erreur étaient : planéité des plaques de trempage personnalisées et planéité de l'outil utilisé pour étendre le flux au fond des puits (donc incertitude sur la profondeur de trempage), diamètre des billes macroscopique ($\pm 0.01\text{mm}$), erreur de l'opérateur à mesurer le diamètre au bon endroit sur la sphère et la qualité du nettoyage des billes après chaque trempage. Ces dernières sources sont des détails pour des billes plus grosses, mais commencent à avoir de l'importance pour des dimensions réduites, ce qui pourrait expliquer que le poids de flux calculé pour la bille de $29\mu\text{m}$ de diamètre est moins sous-estimé que pour les autres.

Les équations ont surestimé le poids retiré sur tous les diamètres de billes pour le Flux 1. Cependant, il n'est pas surprenant de ne pas obtenir de bons résultats d'approximation, car ce flux n'est pas newtonien et donc sa viscosité change sous la contrainte. Dans le cas de ce flux, elle diminue et en tenant compte de l'endroit où la variable de la viscosité intervient dans le calcul, équation (4.1), on s'apercevait qu'une viscosité plus élevée que la réalité ne pouvait, en effet, que surestimer la quantité retirée.

$$\delta = \sqrt{\frac{\mu L}{\rho v}} \quad (4.1)$$

Pour obtenir une approximation plus juste, il aurait fallu être en mesure d'exprimer la viscosité de ce flux en fonction de la vitesse de retrait, soit de la contrainte subie par le flux sous l'arrachement. Malgré qu'une telle démarche ait pu donner des résultats intéressants, elle n'était pas possible dans le cadre du projet, car elle nécessitait l'accès à un autre type de rhéomètre (*stress-controlled*) que celui accessible (torque) [5].

Malgré que les calculs ne permettent que d'approximer grossièrement le poids retiré sur chaque bille, un comportement particulier réside pour presque tous les fluides, newtoniens ou non, soumis à une vitesse de retrait : plus le retrait est rapide, plus la masse retirée est grande. Dans la littérature, ce sont les lois de Landau-Levich qui nous assurent ce comportement [27], mais dans la réalité, les flux étudiés ont démontré exactement cela. Les Figure 4.19 à Figure 4.21

montrent comment les différents flux ont réagi sous trois différentes vitesses (30, 120 et 500 mm/min) pour trois différents diamètres (3.15, 4.75 et 9.5 mm); indépendamment des diamètres ou du flux, newtonien et non-newtonien, la vitesse a augmenté le poids de flux retiré. Ainsi, l'expérience a démontré que peu importe le type de flux, la variation de la vitesse sera toujours un paramètre qui permettra d'ajuster le poids de flux. Dans le cas d'un flux newtonien, il sera possible d'utiliser les équations de LLD corrigées, exposées plus haut, afin d'obtenir un point de départ, alors que pour les autres, il faudra choisir un point de départ en se basant sur le poids obtenu d'un flux parent ou ayant des propriétés similaires.

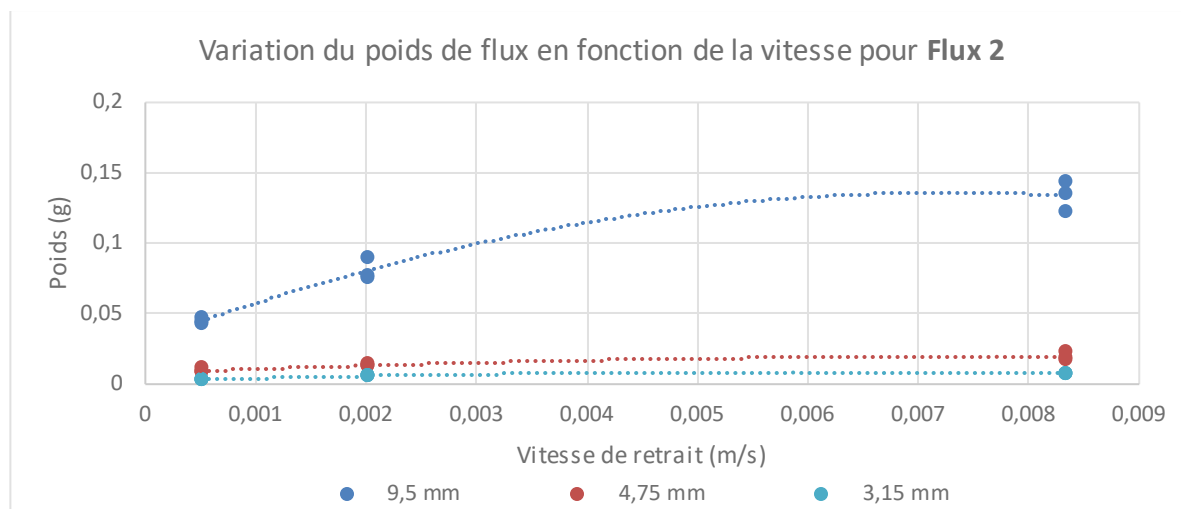


Figure 4.19 : Variation du poids de flux en fonction de la vitesse pour Flux 2

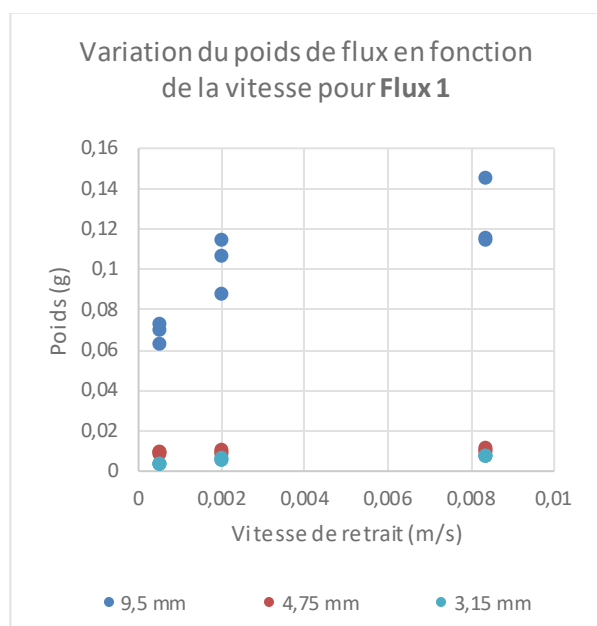


Figure 4.20 : Variation du poids de flux en fonction de la vitesse pour Flux 1

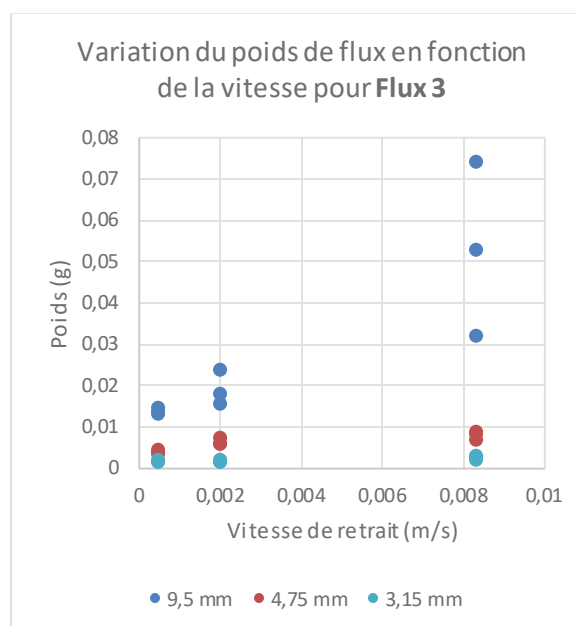


Figure 4.21 : Variation du poids de flux en fonction de la vitesse pour Flux 3

Une analyse dimensionnelle a ensuite été menée à partir de ces résultats de masse en fonction de la vitesse de retrait. L'équation (4.2) rappelle la relation dimensionnelle démontrée au chapitre 2, regroupant les variables clés d'un procédé de trempage. Les calculs ont été menés sur les trois flux, mais comme seulement le Flux 2 était newtonien, l'analyse ne s'est poursuivie que sur ce dernier. Dans le cas d'un flux non newtonien, la viscosité aurait réagi à la contrainte d'une vitesse plus élevée en voyant vraisemblablement la viscosité diminuer. Or, si la viscosité devient fonction de la vitesse, il n'est plus possible d'établir une relation dimensionnelle simple, car il faudrait connaître cette fonction pour ce flux précis.

$$Lo = \frac{mv}{\mu d^2} \quad (4.2)$$

$$Lo = \frac{mv}{\mu A} \quad (4.3)$$

Comme l'équation (4.2) tenait pour acquise une profondeur de flux atteignant la moitié des billes et qu'il a été remarqué au cours des expériences que cela était faux, l'équation a été modifiée pour tenir compte de l'aire recouverte par le flux, donnant ainsi l'équation (4.3). Cette aire est calculée à partir de la formule d'aire pour une calotte de sphère, incluant les variables du diamètre et de la profondeur de flux. Le Tableau 4.8 montre le calcul du nombre adimensionnel Lo pour différentes situations. Tous les résultats présentés sont une moyenne des trois diamètres de billes utilisées (3.15, 4.75, 9.5 mm) pour les tests, le but était d'obtenir un nombre de Lo constant pour chaque vitesse, indépendamment du diamètre.

Tableau 4.8 : Nombre adimensionnel Lo en fonction des vitesses de retrait pour le Flux 2

Vitesse		$Lo = \frac{mv}{\mu d^2}$	$Lo = \frac{mv}{\mu A}$
500 mm/min	Moyenne	1,07E-03	7,54E-04
	Écart-type	3,72E-04	2,13E-04
120 mm/min	Moyenne	1,87E-04	1,28E-04
	Écart-type	5,15E-05	2,70E-05
30 mm/min	Moyenne	2,56E-05	1,86E-05
	Écart-type	5,17E-06	5,60E-06

Les résultats démontrent, par l'écart-type, que le remplacement du diamètre (3^e colonne) par l'aire recouverte (4^e colonne) dans la relation a aidé à resserrer les valeurs calculées. Il n'existait pas une grande variation des nombres de Lo calculés avec ces changements, mais elle était tout de même présente.

Étant donné que ce nombre (Lo) devait pouvoir permettre d'estimer la masse de flux retirée selon une certaine vitesse, il a donc été mis à l'épreuve avec le poids mesuré pour les billes 29 μ m (le produit à pas fins utilisé pour la recherche), lors de tests à des vitesses variées. Le Tableau 4.9 présente la prédiction du poids retiré en fonction de la vitesse de retrait à l'aide du nombre de Lo , ainsi que les mesures des poids réels. On remarque que les pourcentages d'écart

étaient beaucoup moins élevés que pour les valeurs de poids estimées avec les équations de LLD. En tenant compte des sources d'erreur ($\pm 0.1 \times 10^{-6}$ kg sur les masses mesurées, $\pm 5 \mu\text{m}$ sur la profondeur de $10 \mu\text{m}$ de la plaque de trempage) et du fait que les poids réels représentent une moyenne des 11430 interconnexions de $29 \mu\text{m}$ de diamètre contenues sur trois microplaquettes, on pouvait conclure que ces écarts étaient acceptables. En prenant comme exemple le poids mesuré pour le Flux 2 à une vitesse de retrait de 120 mm/min (Tableau 4.9), on trouve une incertitude relative sur la mesure du poids de 0.7% pour le total des interconnexions (34 290), soit une incertitude de $\pm 2.9 \times 10^{-12}$ kg pour la valeur de 4.13×10^{-10} kg. Toutefois, en se penchant sur l'erreur relative causée par l'incertitude de la profondeur de la plaque de trempage sur le nombre de Lo, on calcule une erreur relative de 50.7%. Cette méthode est malgré tout, plus précise et constante que celle des équations LLD, précision venant au coût d'un plus grand travail au niveau des tests, car il fallait acquérir assez de données pour obtenir le nombre de Lo en fonction de la vitesse d'intérêt. La grande incertitude causée par la plaque de trempage ne peut être évitée facilement à cette échelle.

Tableau 4.9 : Poids de flux estimés selon le nombre de Lo et la vitesse de retrait pour Flux 2 sur produit à pas fins

Vitesse (mm/min)	$Lo = \frac{mv}{\mu A}$	Poids (kg)	Poids réel mesuré (kg)	% écart
500	7,54E-04	6,60E-10	4,20E-10	-36%
120	1,28E-04	4,68E-10	4,13E-10	-12%
30	1,86E-05	2,71E-10	1,66E-10	-39%

Ce dernier tableau prouvait aussi qu'une analyse dimensionnelle des tests effectués sur des billes de dimensions macroscopiques pouvait donner des résultats applicables aux billes microscopiques, tout en réduisant l'erreur sur la profondeur de trempage grâce au passage à l'échelle macroscopique. Cette échelle permet une erreur relative plus basse, car une tolérance de machinage faible sur un puits d'une profondeur comptée en millimètres est plus aisée à atteindre que sur une profondeur comptée en micromètres. Ce fait était d'ailleurs appuyé par une prise de vue à l'aide d'une caméra haute vitesse sur une bille de $578 \mu\text{m}$ trempée dans un film de flux (Figure 4.22). La Figure 4.23 montre le même comportement d'étirement répliqué sur une bille beaucoup plus grosse, de 9.5 mm de diamètre. Cette conclusion était précieuse pour

le partenaire industriel, car il est beaucoup plus facile de mettre en place et de mener des tests à l'échelle macroscopique.

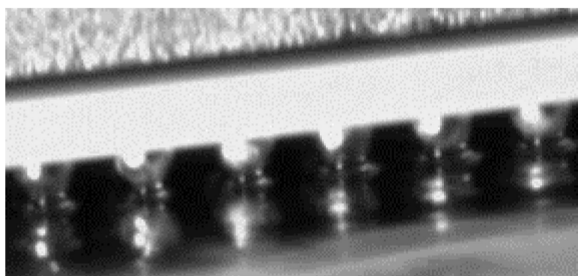


Figure 4.22 : Bille de 578μm de diamètre trempée dans le Flux 2

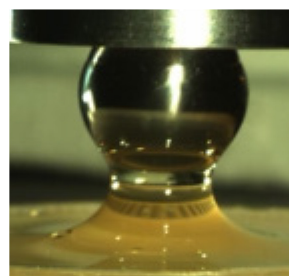


Figure 4.23 : Bille de 9.5 mm de diamètre trempée dans le Flux 2

Il est aussi possible de relier le nombre de Lo au type de régime de retrait. Les bas nombres de Lo correspondaient donc à un régime capillaire et les nombres plus élevés, à un régime de drainage. Toutefois, comme toutes les vitesses utilisées dans le projet étaient basses ($<10\text{mm/s}$) [27], elles se situent toutes dans le régime capillaire et il fut donc possible de conclure qu'un nombre de $Lo < 75 \times 10^5$ ($Lo @ 500\text{mm/min}$) se situait dans le régime capillaire. Il est aussi intéressant de remarquer ici, que plus la vitesse de retrait augmentait et plus le nombre de Lo augmentait également, ce qui laisse penser que la plus haute vitesse testée se rapproche de la transition entre les deux régimes. Des tests à plus hautes vitesses pourraient permettre de trouver la limite entre les deux régimes, mais les vitesses requises pour le trempage d'un flux pour les pièces à pas fins n'atteignaient pas ces valeurs.

4.2 Matrices de pièces de test

Les matrices de pièces de tests énoncées dans le chapitre 3 : méthodologie, sont ici détaillées avec une discussion sur les résultats qui ont motivé le passage à la matrice suivante, le choix des paramètres de trempage optimaux et le choix du candidat de flux final.

4.2.1 Matrice 1

La première matrice était un premier jet, afin de cerner les aspects qui nécessiteraient plus d'attention ensuite.

Tableau 4.10 : Première matrice de pièces de test

Flux	Nombre de pièces	Utilité
Flux 1	16	Recherche du meilleur protocole, observation propreté et compatibilité agent de remplissage époxy
Flux 2	12	
Flux 3	8	

Du côté de la qualité de l'assemblage, la température de la tête chauffante était de 425°C pour ces assemblages, mais les joints de brasure étaient très écrasés, donc la température a été revue à la baisse pour la matrice suivante. En ce qui concernait les joints non mouillés, ceux-ci n'ont pas été dénombrés pour cette matrice, car le profil de température trop agressif combiné avec un désalignement prononcé de la microplaquette sur son substrat a empêché une interprétation précise de cet aspect. Du côté de la propreté après lavage, aucune pièce n'a été acceptable. La Figure 4.24 et la Figure 4.25 montrent les résidus observés pour les flux Flux 2 et Flux 1. Dans les deux cas, les résidus étaient ponctuels, mais couvraient une trop grande surface pour être acceptables. La Figure 4.26 montre les résidus laissés par le flux sans lavage Flux 3 après la soudure. Étant donné qu'il s'agissait d'un flux qui ne doit pas être lavé, la quantité de résidus laissée était surprenante.

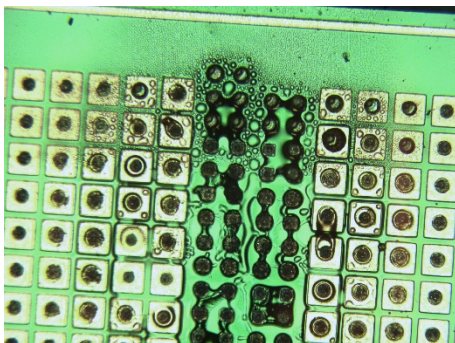


Figure 4.24 : Résidus de flux après lavage Flux 2

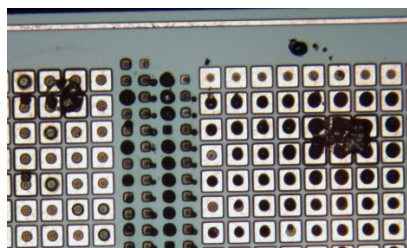


Figure 4.25 : Résidus de flux après lavage Flux 1

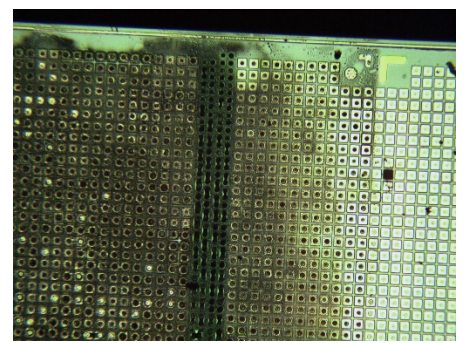


Figure 4.26 : Résidus de flux après lavage Flux 3

Toutefois, malgré l'état de non-propreté des pièces, les résultats de celles qui poursuivirent l'encapsulation avec l'ajout de l'agent de remplissage époxy, donnèrent de relativement bons résultats. La Figure 4.27 montre l'image en microscopie acoustique pour le Flux 2. Elle ne présentait aucun vide et il en allait de même pour le Flux 1. Cela permettait de conclure que les

résidus de flux ne semblaient pas nuire à l'écoulement de l'époxy. Ils n'en restaient pas moins indésirables, car leur présence était une faiblesse dans la structure et pouvait provoquer des défauts à long terme. Dans le cas du Flux 3 (Figure 4.28), les résidus en quantité ont provoqué un seul vide. Il était de grandeur rejetable. Ce résultat était négatif, mais il montrait que la grande quantité de résidus n'avait provoqué qu'un seul vide.

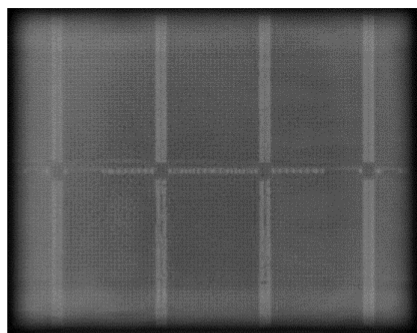


Figure 4.27 : Microscopie acoustique sur Flux 2

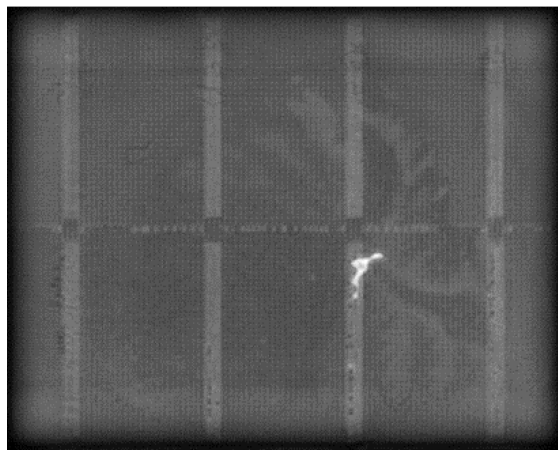


Figure 4.28 : Microscopie acoustique sur Flux 3

À la lumière de ces résultats, aucun flux n'a été mis de côté pour la prochaine matrice, mais cette matrice a attiré l'attention sur l'étape du lavage, qui devait être corrigée. Elle a aussi montré que la température de la tête de soudure était trop agressive.

4.2.2 Matrice 2

La température de la tête de thermocompression a été diminuée à 350°C pour la deuxième matrice. Le Tableau 4.11 montre le détail de la deuxième matrice.

Tableau 4.11 : Deuxième matrice de pièce de test

Flux	Nombre de pièces		Paramètre testé par type de cuisson	Utilité
	TC	RF		
Flux 1	6	6	-Vitesse (30, 120, 600 mm/min) -Temps de repos dans le puits de flux (1, 5 secondes)	Recherche du meilleur protocole, obtention de propreté et comparaison avec un témoin (recuit en fournaise). Variation de la vitesse de retrait et du temps de repos dans le puits.
Flux 2	8	8		
Flux 3	6	6		

En plus de valider la diminution de la température, la deuxième matrice a servi à explorer les paramètres de la vitesse de retrait et du temps de repos dans le puits de flux. Du côté de la qualité d'assemblage, le nombre de joints non mouillés a cette fois été comptabilisé par l'analyse d'arrachement des microplaquettes. L'assemblage témoin en recuit de fournaise (RF) s'est révélé être un échec, car les pièces en ressortaient systématiquement non soudées au centre, indépendamment du flux. Cela fut attribué au coefficient de dilatation thermique du substrat lorsque soumis au profil de température de la fournaise sans support pour l'empêcher d'adopter une forme convexe. Cette problématique avait déjà été étudiée par le partenaire industriel et il travaillait sur des solutions de maintien durant recuit. La Figure 4.29 montre le nombre de joints non mouillé pour la matrice 2 en thermocompression en fonction de la vitesse de retrait, ainsi que du flux et le Tableau 4.12 résume ces valeurs.

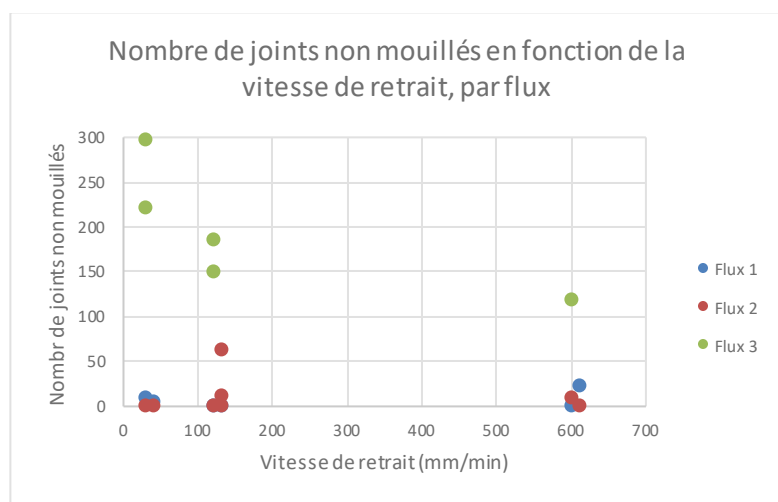


Figure 4.29 : Nombre de joints non mouillés par flux pour la matrice 2

Tableau 4.12 : Nombre de joints non mouillés par flux pour la matrice 2

Flux	Nombre de joints non mouillés (sur 11430)
Flux 1	0 à 22
Flux 2	0 à 64
Flux 3	118 à 298

Des valeurs de 22, voire 64 interconnexions non mouillées sur un total de 11430 peuvent paraître dérisoires, mais comme elles représentent des connexions qui doivent théoriquement servir à transmettre de l'information, aucun circuit ouvert ne pouvait être toléré. Suite à ces résultats, Flux 2 et Flux 1 ont été jugés aptes aux essais supplémentaires. Le flux sans lavage Flux 3 a été éliminé comme candidat de choix, mais n'a pas été mis de côté complètement, car les résidus laissés par ce flux sans lavage soulevaient des questions sur leur compatibilité avec l'agent de remplissage époxy. En ce qui concernait les paramètres de trempage, les vitesses n'ont pas semblé avoir beaucoup d'impact sur le nombre de joints non mouillés, peut-être dû à la faible représentativité de l'échantillon. L'analyse visco-inertielle menée sur les flux montrait aussi que

la vitesse influençait la quantité de flux recueillie, donc le paramètre choisi fut celui de 120 mm/min, afin de s'assurer d'avoir ni trop ni trop peu de flux. Les temps de repos choisis ne risquaient d'affecter que le flux affichant le comportement le plus liquide, Flux 2. En concordance avec les résultats de joints non mouillés, le temps de repos choisi pour ce flux fut donc plus court que pour les deux autres flux.

L'analyse des pièces arrachées est aussi passée par la force de rupture enregistrée en moyenne pour chacun des flux. Le Tableau 4.13 montre ces forces. Selon le partenaire industriel, il est souhaitable d'atteindre une force de 4gf par μC4 [5], soit par joint de brasure. Les résultats n'étaient pas trop loin de cette valeur, étant donné qu'il s'agissait de moyennes que certaines pièces, contenant plus de joints non mouillés, contribuaient à faire diminuer. Le profil de thermocompression qui n'était pas entièrement optimisé pouvait aussi être en cause.

Tableau 4.13 : Force de rupture par flux pour la matrice 2

	Moyenne rupture (lbf)	Force/μC4 (gf)
Flux 1	89,0	3,5
Flux 2	78,7	3,1
Flux 3	75,0	3,0

Cette matrice testait aussi la propreté après lavage des pièces. Les pièces ayant subi un recuit en fournaise étaient très propres pour le Flux 1 et le Flux 2, tandis que les pièces ayant subi un recuit en thermocompression ont soulevé les mêmes problèmes de résidus observés dans la première matrice. Un lavage optimisé avait été mis en place pour deux pièces avec Flux 2 et ces pièces ressortirent propres, tandis que les pièces lavées selon le procédé standard présentaient toujours des résidus. Ce résultat fut décisif dans l'optimisation du procédé de lavage. Toutefois, ce même procédé a été essayé pour toutes les pièces de Flux 3, sans parvenir à produire des pièces propres.

Les résidus observés pour le Flux 1 et le Flux 2 ont permis de s'interroger. Ceux-ci présentaient un aspect visuel commun (poivre en poudre) déjà rencontré pour un autre flux par le partenaire industriel. Les Figure 4.30 et Figure 4.31 montrent ce phénomène.

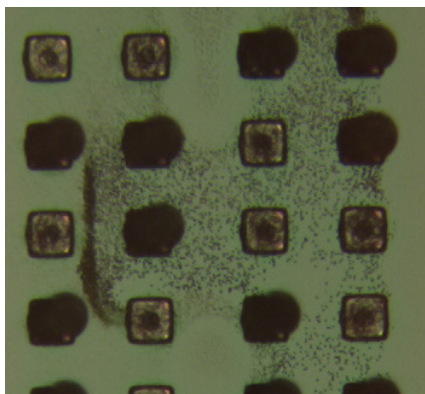


Figure 4.30 : Résidus de flux pour le Flux 2

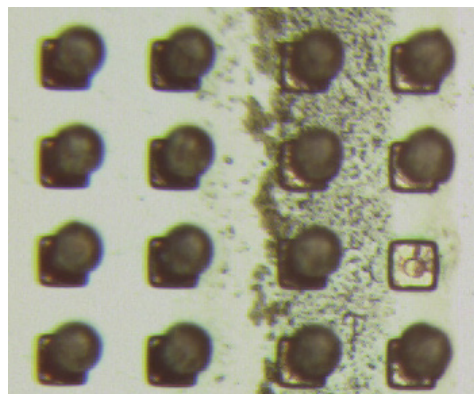


Figure 4.31 : Résidus de flux pour le Flux 1

Malgré que le microscope optique utilisé puisse atteindre des grossissements de 500X, ce ne fut pas suffisant pour distinguer s'il y avait une différence entre les deux résidus, c'est pourquoi une analyse au microscope à balayage électronique fut nécessaire.

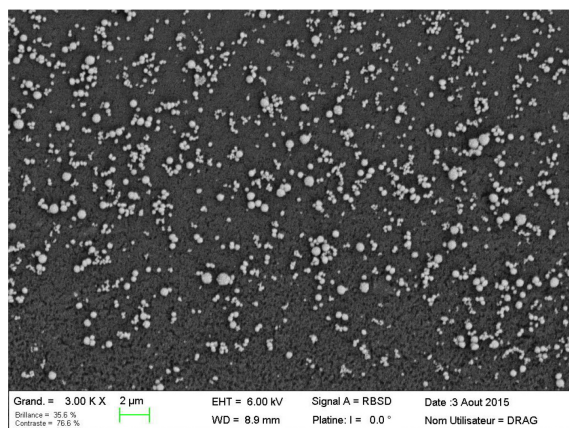


Figure 4.32 : Résidus de Flux 2 grossis 3000X

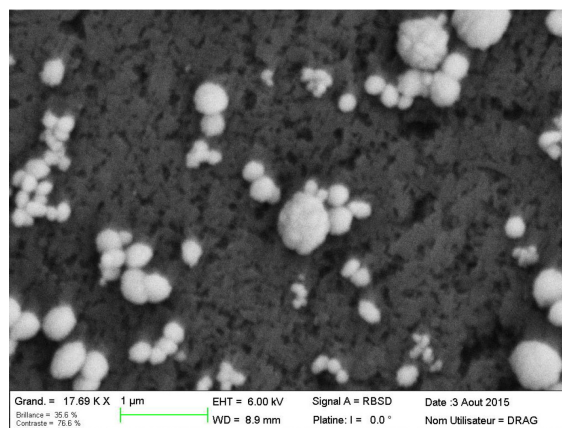


Figure 4.33 : Résidus de Flux 2 grossis 17000X

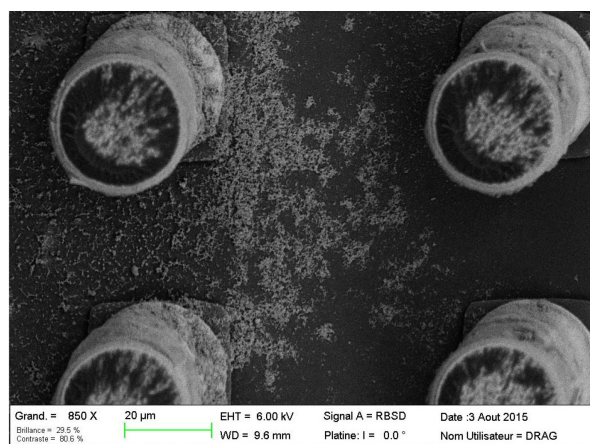


Figure 4.34 : Résidus de Flux 1 grossis 850X

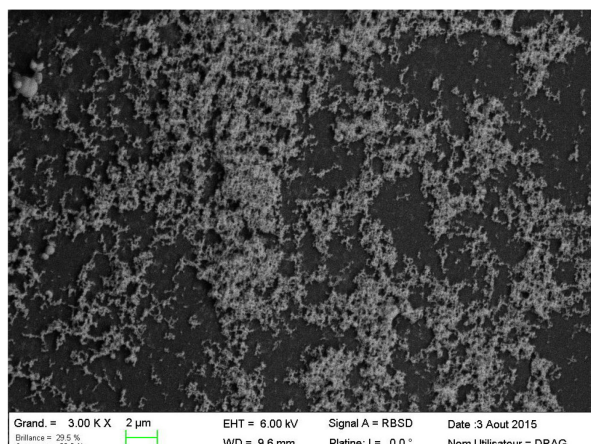


Figure 4.35 : Résidus de Flux 1 grossis 3000X

Les images obtenues en microscopie à balayage électronique montrèrent que les deux résidus n'étaient pas similaires. De plus, le microscope permettant de faire une analyse de composition

chimique, les résidus sphériques du Flux 2 se révélèrent être un complexe organo-étain, alors que les résidus du Flux 1 n'étaient pas composés que d'étain. Les Figure 4.32 à Figure 4.35 montrent que les résidus sphériques du Flux 2 sont des milliers de fois plus petits que les résidus ayant l'apparence du lichen pour le Flux 1. Ils ont aussi un avantage de forme qui les rend plus mobiles et donc plus faciles à nettoyer. À la vue de ces résultats et sachant que le lavage optimisé a aidé à nettoyer Flux 2, il était possible de conclure que le mécanisme d'oxydation des sphères les avait rendus plus susceptibles d'être solubles à l'eau. Sachant que l'oxyde d'étain n'est pas soluble à l'eau [50], la solution résidait donc dans la composition organique du résidu. Comme la nature exacte de celle-ci était inconnue, et confidentielle, il ne fut pas possible d'établir la réaction chimique exacte. Par contre, bon nombre d'oxydes organiques, dont les amines vraisemblablement présentes dans les flux candidats, sont solubles à l'eau [51]. Les résultats de propreté de la deuxième matrice ainsi que l'analyse de la nature des résidus permettaient déjà de confirmer que l'oxydation des résidus de Flux 2 ne pouvait que les aider à être plus facilement lavables en les rendant solubles à l'eau. D'un autre côté, les résidus de Flux 1 n'étant pas des organo-étain, il était possible de prédire que le lavage optimisé risquait de ne pas conduire à des pièces propres. L'optimisation a toutefois été implantée pour tous les flux lavables des matrices suivantes.

4.2.3 Matrice 3

Les résultats recueillis jusqu'à cette troisième matrice amenaient la nécessité de comparer les performances des flux candidats avec celles, déjà bien documentées, d'un flux utilisé par le partenaire industriel pour la même application. La meilleure propreté après lavage du Flux 2 et son faible nombre de joints non mouillés l'ont favorisé vis-à-vis de Flux 1 pour la matrice 3. C'est pourquoi le dernier paramètre clé de la méthode de trempage, la profondeur du puits, n'a été varié que pour le Flux 2.

Tableau 4.14 : Troisième matrice de pièce de test

Flux	Nombre de pièces	Paramètres testés			Utilité
		Vitesse de retrait (mm/min)	Temps de repos (s)	Profondeur du puits (µm)	
Flux 1	6	120	5	15	Recherche du meilleur protocole, variation de profondeur trempage et température de tête en début de profil (60°C ou 150°C), observation propreté et compatibilité avec agent de remplissage époxy
Flux 2	12	120	1	10, 15, 25, 30	
Flux F (témoin)	6	120	1	20	

Dans cette matrice, la température de la tête de soudure a été ramenée à 425°C, car les bons résultats obtenus avec la température plus basse ne pouvaient plus être répétés. La cause de l'incapacité à répéter les résultats précédents est inconnue. Elle peut se situer dans la variabilité des pièces mécaniques utilisées (lots différents entre la matrice 2 et 3) ou une calibration de l'équipement entre les deux matrices (équipement de développement sujet à beaucoup de tests itératifs), par exemple. Le profil de soudure n'a pas été optimisé pour le projet, il a uniquement été modifié jusqu'à l'obtention d'une jonction satisfaisante (solide et bien alignée). Les forces de compression et de relâche ont aussi été variées selon les intervalles présentés dans le chapitre 3, Tableau 3.3. Quelques pièces avec soudures écrasées ou trop fragiles ont été rejetées avant de poursuivre avec les pièces de la matrice 3.

Tableau 4.15 : Nombre de joints non mouillés pour la matrice 3

Nombre de joints non mouillés				
Flux	Départ du profil à 60°C	Départ du profil à 150°C	Profondeur de puits 25 et 30 μm	Profondeur de puits 10 et 15 μm
Flux 1	244 à 838	104 (une pièce seulement)	NA	NA
Flux 2	4 (une pièce seulement)	0 à 5	0	0 à 5
Flux F	0	0	NA	NA

Le Tableau 4.15 montre le nombre de joints non mouillés comptabilisés pour les trois flux dans cette matrice. La variation de la température de la tête chauffante n'a pas eu d'impact positif significatif, donc il fut décidé de continuer à opérer avec la température de départ de profil à 150°C. Cette température initiale permettait aussi de garder le temps de procédé plus court, ce qui était avantageux. Le nombre élevé de joints non mouillés produits par le Flux 1 a renforcé la décision de favoriser le Flux 2 qui a eu très peu de joints non mouillés. De plus, 4 pièces parfaites d'un point de vue assemblage ont été obtenues avec ce flux pour les profondeurs de flux de 25 μm et 30 μm . L'analyse des forces de rupture enregistrées (Tableau 4.16) montre les moyennes de rupture ainsi que la force par joints de brasure. Le Flux 2, accompagné de son témoin, avait des valeurs supérieures au Flux 1, une force plus élevée signifiant un joint plus fort. La valeur de force par μC4 devait idéalement se rapprocher de 4 gf pour des interconnexions à pas fins [5], mais le flux témoin confirmait qu'il s'agissait certainement d'une faiblesse causée par un autre facteur que le Flux 2. Le changement de profil de thermocompression pouvait être en cause, mais ses bons résultats n'avaient pu être répliqués avec le même profil que la matrice 2.

Tableau 4.16 : Force de rupture des joints de brasure par flux pour la matrice 3

	Moyenne rupture (lbf)	Force/ μC4 (lbf)	Force/ μC4 (gf)
Flux 1	52,5	0,0045	2,1
Flux 2	65,2	0,0057	2,6
Flux F	69,6	0,0061	2,7

Du côté de la propreté après lavage, le Flux 2 a continué à donner de bons résultats avec le lavage optimisé (Figure 4.36). Le témoin Flux F n'a pas laissé de résidus lui non plus, sans avoir besoin de recourir à une cuisson avant lavage. Le partenaire reconnaît toutefois un besoin pour cette cuisson de façon ponctuelle avec le Flux F et de façon régulière pour d'autres produits de flux utilisés sur leur ligne d'assemblage [5]. Quant à Flux 1, la Figure 4.37 montre qu'il restait des résidus après lavage, malgré la cuisson pré-lavage.

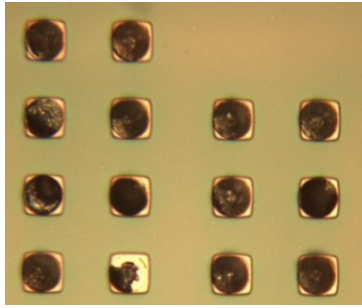


Figure 4.36 : Propreté après lavage de Flux 2 pour la matrice 3

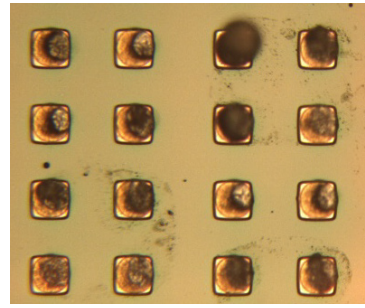


Figure 4.37 : Propreté après lavage de Flux 1 pour la matrice 3

En ce qui a trait à la compatibilité des flux avec l'agent de remplissage époxy, les images de microscopie acoustique analysées ensuite ont toutes montré qu'aucun vide n'était présent pour tous les flux. Les résidus du Flux 1 n'ont pas semblé entraver l'écoulement de l'agent de remplissage époxy. Cependant, comme leur présence constitue une faiblesse dans l'encapsulation, ils ne pouvaient pas être tolérés. C'est pour cette raison, ainsi que pour sa performance inférieure au niveau de la mouillabilité des joints que ce flux a été mis de côté à la faveur du Flux 2. Le flux témoin a permis de consolider cette décision avec ses bons résultats en montrant qu'il était possible d'assembler de bonnes pièces avec cette nouvelle méthode. La prochaine étape était une validation des paramètres de trempage avec un échantillon plus représentatif.

4.2.4 Matrice 4

La quatrième matrice de test était la validation des paramètres de trempage suivants : vitesse de retrait de 120 mm/min, temps de repos dans le puits de 1 seconde et profondeur du film de flux de 25µm. Cinq pièces à une profondeur de 20µm ont été ajoutées afin de tester la sensibilité de ce paramètre.

Tableau 4.17 : Quatrième matrice de test

Flux	Nombre de pièces	Utilité
Flux 2	15	Validation des paramètres choisis pour la matrice de fiabilité

Le Tableau 4.18 montre que seulement une pièce de test pour chacune des profondeurs testées présentait des joints non mouillés. Comme les joints non mouillés n'affectaient que deux pièces sur le lot, dont une seule pièce dans la cellule des paramètres choisis, la performance du flux a été jugée suffisante pour bâtir un plus grand échantillon qui serait envoyé en test de fiabilité.

Tableau 4.18 : Nombre de joints non mouillés pour la matrice 4

	Puits d'une profondeur de 25µm	Puits d'une profondeur de 20µm
Flux 2 (nombre de joints non mouillés)	3	3
Nombre de pièces affectées	1	1

La force de rupture moyenne enregistrée pour cette matrice était de 75.0 lbf, pour une moyenne de 3.0 gf par µC4. Un plus grand échantillon des pièces assemblées selon les paramètres optimaux expliquait cette amélioration par rapport à la matrice précédente.

4.2.5 Matrice 5

La dernière matrice servait avant tout à tester la fiabilité des pièces bâties selon le nouveau procédé développé en trempage avec un nouveau flux. Le flux choisi, le Flux 2, a été accompagné du flux témoin, afin de comparer les résultats obtenus. Quelques pièces ont aussi été allouées au flux sans lavage Flux 3, afin de voir son comportement avec l'agent de remplissage époxy, lorsque soumis aux tests de fiabilité.

Tableau 4.19 : Cinquième matrice de test

Flux	Nombre de pièces	Utilité
Flux 2	25	DTC (Deep Thermal Cycling)
	20	HAST (Highly Accelerated Stress Test)
Flux 3	8	DTC
Flux F (témoin)	15	DTC
	10	HAST

Malgré que cette matrice fut axée sur la fiabilité, quelques inspections et retraits de pièce au cours de l'assemblage ont permis de continuer à valider certains aspects du procédé, tout en fournissant des réponses et des explications aux résultats finaux des tests.

D'abord, une pièce pour chacun des flux, Flux 2 et Flux F, a été retirée après lavage afin de confirmer la mouillabilité des flux, ainsi que la propreté des pièces. Le Tableau 4.20 montre les résultats obtenus.

Tableau 4.20 : Résultats du test de l'arrachement de la microplaquette pour la matrice 5

Test	Flux 2	Flux F
Joints non mouillés	25	0
Force de rupture/μC4 (gf)	3.4	3.6
Propreté	Oui	Oui

D'abord, les deux flux ne présentaient aucun résidu après lavage et les forces de rupture par μ C4 étaient revenues aux bons résultats obtenus avec la matrice 2. Au niveau du nombre de joints non mouillés, le flux témoin, Flux F, a offert une performance sans failles, mais la pièce avec Flux 2 n'a pas été aussi bonne. Toutefois, une inspection plus poussée de la zone sans mouillage a permis d'expliquer ce résultat. Premièrement, 3 des 25 joints non mouillés étaient tout simplement absents de la microplaquette. La Figure 4.38 montre bien ce phénomène où les piliers de cuivre qui n'étaient pas assez solidement fixés à la microplaquette tombent.

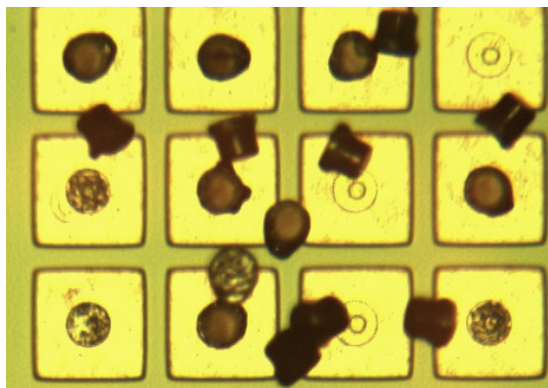


Figure 4.38 : Pilliers de cuivre ($\mu C4$) tombés

De plus, après l'assemblage de son *interposer*, cette pièce présentait des résidus de colle sur sa surface. Il s'agissait de l'unique pièce de la matrice 5 présentant un tel résidu, qui était présent sous forme de mince pellicule et recouvrait les coussinets sur le substrat. Les résidus avaient été passés sous un laser pour tenter de les enlever, mais ils étaient toujours présents. Comme les joints non mouillés de cette pièce avec Flux 2 étaient tous regroupés dans la même zone et que tout le reste de la pièce présentait un bon mouillage et la force de rupture enregistrée était satisfaisant, ce résidu, et non le flux, semblait être la cause probable de la zone non mouillée.

Ensuite, une pièce pour chacun des flux a été retirée plus en amont du procédé, après l'ajout de l'agent de remplissage époxy. Ces deux pièces ont subi une coupe transversale qui permettait de juger précisément de l'alignement et de la qualité des joints de brasure entiers.

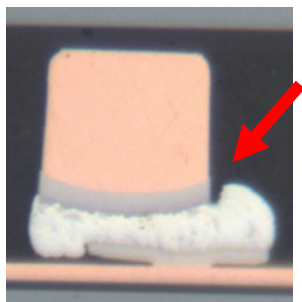


Figure 4.39 : Interconnexion à soudure non montante pour Flux 2(gauche)

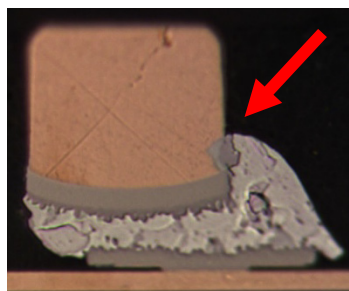


Figure 4.40 : Interconnexion à soudure semi-montante pour Flux 2 (centre)

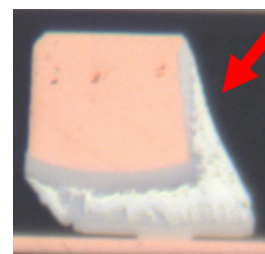


Figure 4.41 : Interconnexion à soudure montante pour Flux 2 (droite)

Les figures ci-dessus (Figure 4.39, Figure 4.40, Figure 4.41) montrent l'évolution de la mouillabilité d'un côté à l'autre de la pièce avec Flux 2. On remarquait que la soudure avait tendance à monter de plus en plus sur le pilier de cuivre. L'étain est très réactif avec le cuivre, mais pas avec son oxyde. Le fait que la soudure d'étain ait monté signifie donc que le flux a

réussi à désoxyder le pilier de cuivre également. Beaucoup de facteurs pouvaient expliquer ce phénomène : profil de thermocompression, température, atmosphère d'azote/oxygène [5], ainsi que la distribution du flux dû à la variabilité de la planéité. Tandis que l'équipement de thermocompression mesure et corrige la planéité de la tête de soudure, aucune correction n'est faite pour la planéité de la plaque de trempage. Il était donc plausible que la profondeur de flux n'était pas la même pour toutes les interconnexions. En ce qui concerne le flux témoin (Flux F), une mouillabilité plus grande des piliers de cuivre a été observée, ce qui est plausible, car ce flux a été utilisé dans une quantité telle que les interconnexions étaient probablement mouillées de flux en entier, donc majoritairement désoxydées.

Une autre observation pouvait être faite à partir de cette variation de mouillabilité, due à la désoxydation du cuivre par le flux. Ce phénomène a affecté la composition des intermétalliques Sn-Cu, chose qui n'aurait pas été possible si le flux n'était pas monté sur le pilier, car le cuivre est protégé à sa base par une barrière de nickel (flèche bleue sur la Figure 4.42). L'intermétallique d'étain-cuivre (Cu_xSn) est encerclé en rouge sur la Figure 4.42. En comparant avec la Figure 4.39, qui n'a pas eu son cuivre désoxydé, on remarquait que la soudure d'étain n'avait pas été attirée par le cuivre et avait été retenue par la barrière de nickel. La composition des soudures était différente au travers de la matrice d'interconnexions. Cette connaissance ne permettait cependant pas d'avancer des prévisions sur le comportement en fatigue ou la fiabilité d'un alliage versus l'autre, car il n'existait pas assez de données comparatives [5].

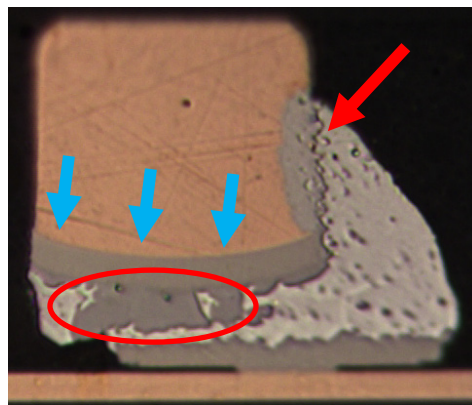


Figure 4.42 : Analyse des intermétalliques de la soudure avec Flux 2

La Figure 4.42 montrait aussi (flèche rouge), l'apparition de porosités dans l'alliage Cu_xSn , un autre signe qu'il y avait eu un transfert important de cuivre à l'intérieur de la soudure [5].

La Figure 4.43 montre un exemple des conséquences potentielles d'une trop grande quantité de flux. Il s'agissait ici du témoin Flux F, qui était appliqué, de façon délibérée, en grande quantité pour compenser le fait que ce flux a été conçu pour l'application par projection plutôt que par trempage. Il y avait donc présence de ponts de flux entre les interconnexions. Ces ponts ont favorisé les échanges ioniques entre l'étain de la soudure de la Figure 4.43 et le cuivre de la soudure voisine. Le pont de flux a donc contribué à la gravure de la soudure d'étain. Si ce phénomène de gravure est aussi influencé par l'atmosphère d'oxygène et la température, il était certain qu'une trop grande quantité de flux était à proscrire pour un procédé de trempage en thermocompression. Ce résultat a donc démontré l'importance de contrôler la quantité de flux, ainsi que d'utiliser un flux adapté au trempage.

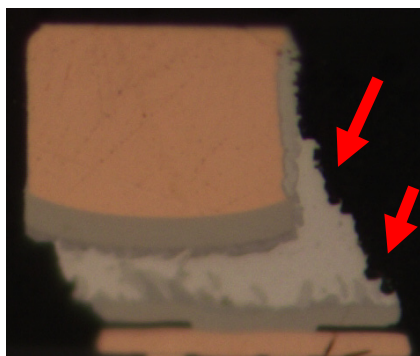


Figure 4.43 : Gravure de la soudure par Flux F

Les pièces observées ont aussi montré des signes de stress sur les soudures, pour les deux flux. Les flèches rouges sur la Figure 4.44 indiquent les endroits où des fissures dans la soudure ont été initiées. Ce défaut ne touchait pas toutes les interconnexions sur les pièces analysées, mais il était certain que les pièces présentant ce type de défaut ne seraient pas avantageées en fatigue lors des tests de fiabilité. L'apparition de ce défaut n'est pas le résultat de l'action du flux, mais bien la conséquence du procédé de soudure en thermocompression. Ce procédé étant court, le refroidissement rapide, combiné aux coefficients de dilatation thermique des matériaux impliqués, peut provoquer beaucoup de stress sur les joints de brasure. Afin de contrer cet effet indésirable, un refroidissement lent après soudure avait été implanté dans le procédé, mais la Figure 4.44 montre qu'il y avait encore des ajustements à faire.

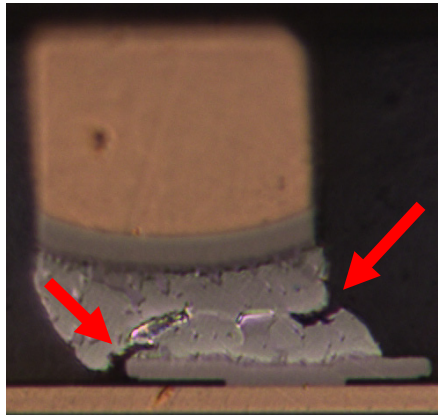


Figure 4.44 : Indication du stress subit en thermocompression par une soudure

Enfin, la Figure 4.45 montre la mesure du désalignement observé pour les pièces. Il s'agissait d'un désalignement constant d'environ $10\mu\text{m}$, mesuré sur toute la largeur de la pièce coupée.

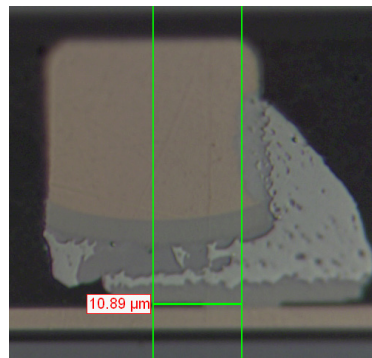


Figure 4.45 : Mesure du désalignement des interconnexions après soudure

Les pièces qui poursuivaient la route d'encapsulation ont ensuite subi un X-ray, ce qui a permis d'obtenir des images des matrices d'interconnexions. Aucun défaut majeur n'a été observé, ce qui concordait avec tous les autres tests destructifs effectués durant le projet où aucun pont de soudure n'avait jamais été observé.

Test HAST

Le test de fiabilité HAST a donné de bons résultats dans l'ensemble. Trois pièces au total ont donné des lectures *in situ* (donc sous stress) de fuite de courant, mais aucune à l'ambiante (donc sans stress). Le critère officiel du test se situant à l'ambiante, le test ne comporte donc aucun échec. Les pièces fautives ont toutefois été un peu plus investiguées, en les soumettant à un test HAST extentionné de 48h, mais sous $10\text{k}\Omega$ plutôt que $1\text{M}\Omega$. Le but de cette extension était d'espérer bâtir un pont électrique suffisamment robuste pour résister aux conditions ambiantes. Les résultats ont donc démontré (Tableau 4.21) qu'aucun pont électrique fort n'a été

formé dans les pièces soumises au test. La cause des fuites de courant observées n'était donc pas un pont de soudure, mais plus vraisemblablement un défaut ponctuel, ne se manifestant pas aux conditions ambiantes ou de faible stress et étant invisible en imagerie rayon X. Ce genre de défaut est plutôt mis à l'épreuve dans le test de fiabilité suivant, le DTC. [5]

Tableau 4.21 : Résultats du test de fiabilité HAST

Flux	HAST (1MOhm)	HAST extension (10kOhm-48h)
Flux 2	2/19 : fuite de courant <i>in situ</i>	Aucune fuite de courant
Flux F (témoin)	1/9 : fuite de courant <i>in situ</i>	Aucune fuite de courant

Test DTC

Les résultats du test de fiabilité DTC (Tableau 4.22) montrent que les défauts observés sont similaires pour tous les flux. À l'exception d'une pièce, comportant déjà un défaut (à T0) avant même de commencer, ils sont tous apparus à la même interface (côté substrat) lors du préconditionnement. Tous les défauts observés à partir du préconditionnement sont restés inchangés au cours des 1000 cycles suivants.

Tableau 4.22 : Résultats du test de fiabilité DTC

Nombre de pièces avec délamination	Flux		
	Flux 2	Flux F (témoin)	Flux 3
Avec capot	0/5	1/5 (T0)	NA
Sans capot	3/19	1/14	8/8

Le défaut de la pièce avec capot du Flux F étant un échec mécanique, donc non relié au flux, les seuls défauts à analyser restaient ceux sans capot.

Les défauts observés pour les 3 pièces du Flux 2 étaient des petites zones semblant affecter un seul pilier de cuivre chacune, comme le montre la Figure 4.46. La Figure 4.47 montre une numérisation de microscopie acoustique plus précise des défauts observés. L'image pouvait porter à croire qu'il s'agissait de ponts de soudure à cause des formes en X, mais une analyse au tomographe a permis d'invalider cette hypothèse.

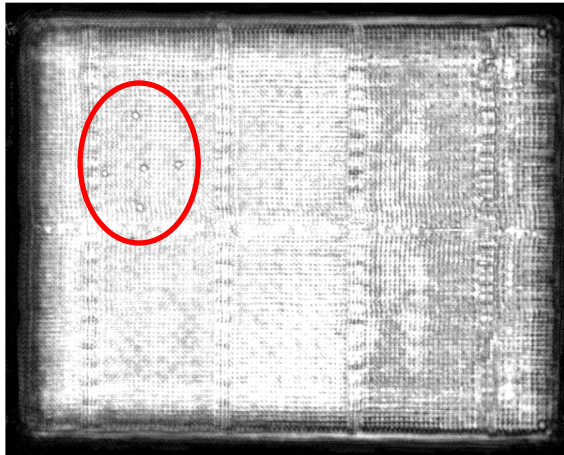


Figure 4.46 : Défauts sous DTC pour Flux 2

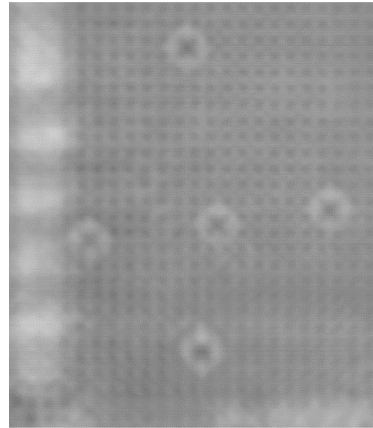


Figure 4.47 : Deuxième numérisation pour délamination sous DTC pour Flux 2

L'analyse destructive de coupe transversale (Figure 4.48) a finalement démontré qu'il n'y avait aucun défaut observable, pour un grossissement allant jusqu'à 6000X. La littérature suggère que ce genre de signature indique un résidu contaminant [52], mais les images ne permettent pas de valider cette hypothèse.

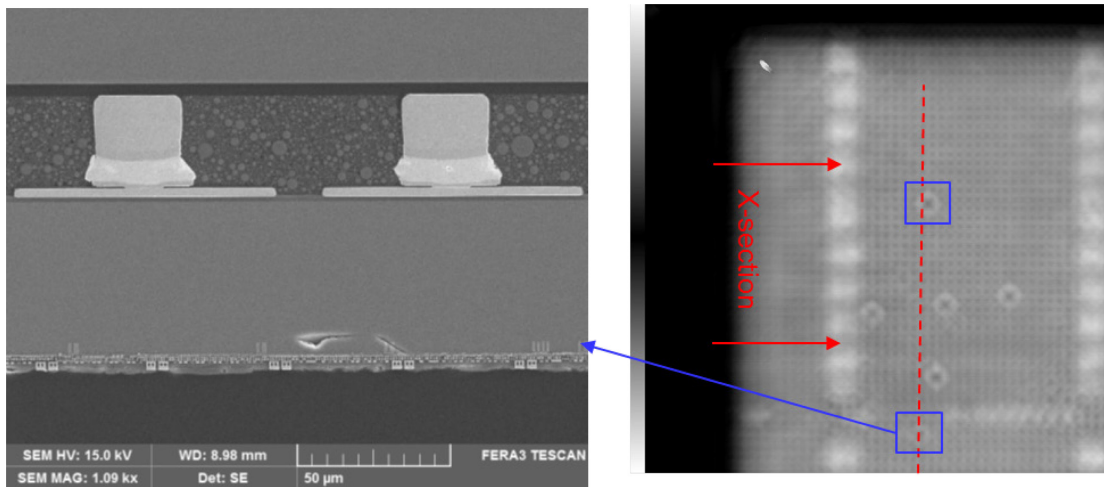


Figure 4.48 : Analyse destructive en coupe transversale pour Flux 2

Les analyses effectuées sur la pièce ayant été bâtie avec le Flux 2 ne permettent pas de déterminer avec exactitude la source du défaut, mais permettent de mettre de côté les défauts les plus indésirables, tels les résidus de flux, les délaminations et les fissures dans la structure. L'hypothèse que ce défaut provient de l'intégrité de la pièce elle-même n'est pas à écarter.

Les défauts observés pour le Flux F affectaient des zones plus grandes (Figure 4.49). La Figure 4.50 montre où la ligne de coupe a été faite pour l'analyse destructive.

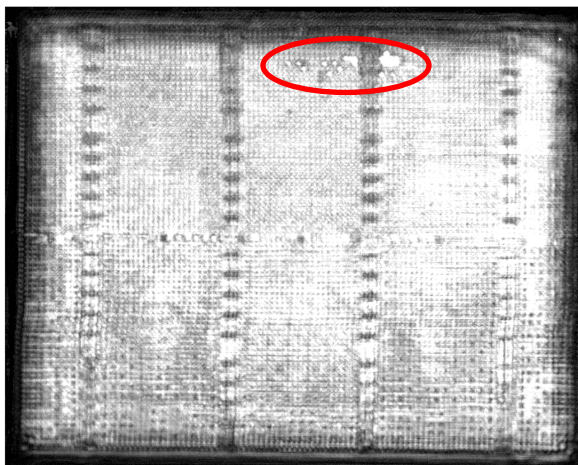


Figure 4.49 : Défauts sous DTC pour Flux F

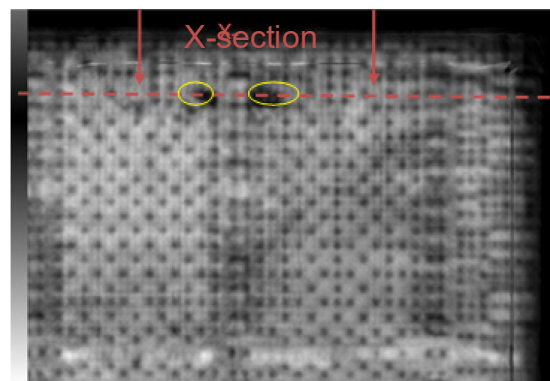


Figure 4.50 : Ligne de coupe transversale pour défauts sous DTC pour Flux F

La coupe montre des défauts de structure comme la fissuration de la couche de passivation de l'*interposer* (Figure 4.51) et la microfissuration des *pads* de l'*interposer* et l'infiltration d'agent de remplissage époxy (Figure 4.52).

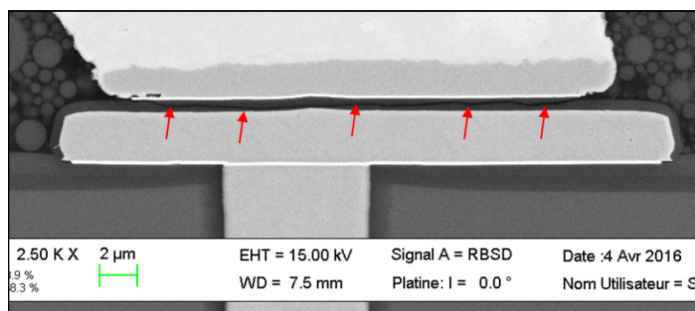


Figure 4.51 : Fissuration de la couche de passivation de l'*interposer*

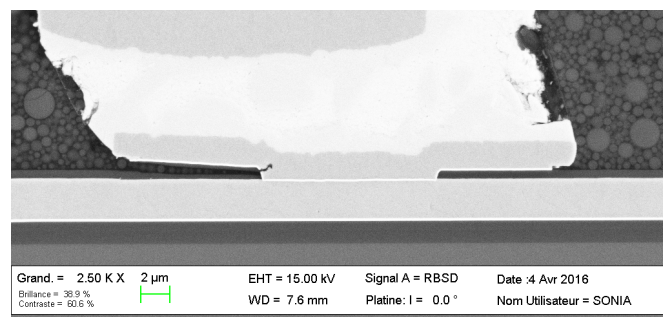


Figure 4.52 : Microfissuration des *pads* de l'*interposer* et infiltration d'époxy

Les analyses effectuées pour les défauts observés pour le Flux F permettent de conclure que les échecs sont dus à des faiblesses de la structure de la pièce, pouvant être corrigés par l'optimisation du procédé de thermocompression ou par la qualité des pièces et non à la présence de résidus de flux.

En ce qui concerne les performances du flux sans lavage Flux 3 en fiabilité, les images en rayon X obtenues avant le test en DTC (Figure 4.53) laissaient présager qu'il y aurait échec. Le DTC a effectivement démontré que tout l'échantillon présentait des délaminations majeures (Figure 4.54). Comme les inspections suite aux tests d'arrachement de la microplaquette après thermocompression montraient toutes des pièces avec une quantité importante de résidus, il était

possible de conclure que les résidus de ce flux sans lavage n'étaient pas compatibles avec l'agent de remplissage époxy et causaient ainsi un échec sur toutes les pièces en fiabilité.

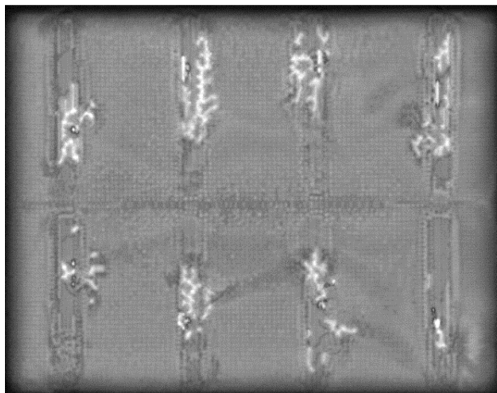


Figure 4.53 : Vides dans l'agent de remplissage époxy pour Flux 3 avant DTC

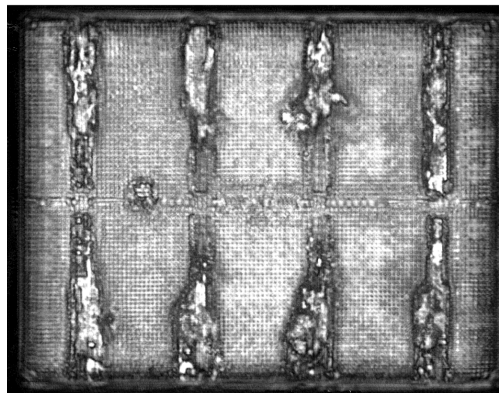


Figure 4.54 : Défauts sous DTC pour Flux 3

L'analyse destructive en coupe transversale a ensuite permis de confirmer que les résidus de flux étaient la cause des défauts observés. La Figure 4.55 montre les résidus de flux apparaissant orangés sous la lumière UV, signe que ce sont bien des résidus organiques.

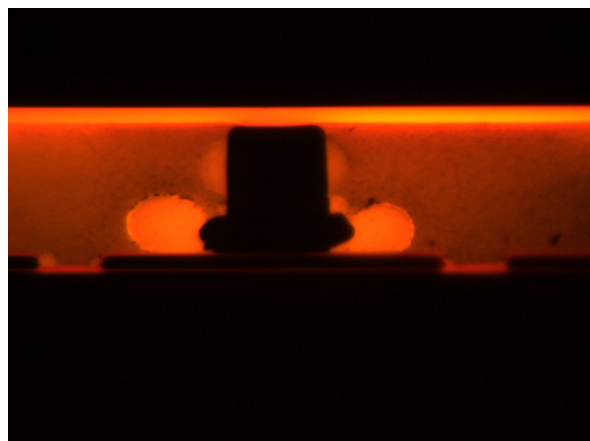
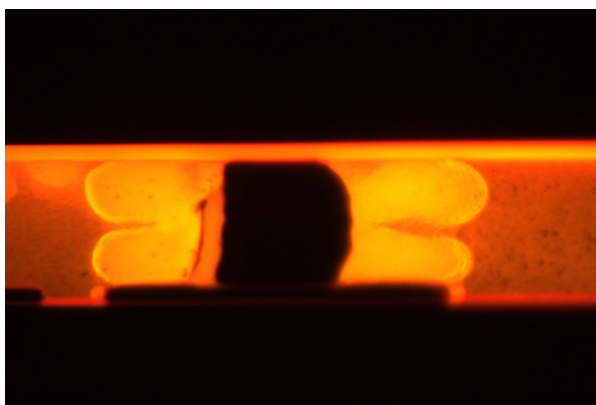


Figure 4.55 : Résidus de flux sous lumière UV en coupe transversale

Validité des comparaisons entre échantillons

La présence d'un capot sur les pièces permet de les tester en situation réelle. Le capot étant la dernière barrière de protection appliquée, il peut aussi engendrer un stress supplémentaire sur le substrat organique en le contraignant lors de son expansion thermique, générant ainsi l'échec d'un assemblage trop fragile. Les tests de fiabilités avec capot n'avaient pas démontré d'échec, ce qui appuyait l'intégrité des pièces en situation réelle. Par contre, la présence du capot ne permet pas plusieurs lectures au travers des cycles du test, car il crée une barrière à l'imagerie rayon X. Le nombre de pièces avec capot avait donc été limité à 5 par flux. Le test d'hypothèse

statistique sur deux proportions (p_1 et p_2) confirme que les résultats des pièces avec capot (échantillon 1) et celles sans (échantillon 2), pouvaient bien être comparés.

$$H_0: p_1 = p_2$$

$$H_1: p_1 \neq p_2$$

Les proportions échantillonnales tirées du Tableau 4.22 montrent que $\hat{p}_1 = 9/10$ et que $\hat{p}_2 = 29/33$. Ainsi, si l'hypothèse H_0 est vraie, la variable $\hat{p}_1 - \hat{p}_2$ obéit approximativement à une loi normale, ce qui permet d'obtenir un estimateur du paramètre commun $p = p_1 = p_2$.

$$\hat{p} = \frac{X_1 + X_2}{n_1 + n_2} = \frac{9 + 29}{10 + 33} = 0.8837$$

La statistique du test est donc :

$$z_0 = \frac{\hat{p}_1 - \hat{p}_2}{\sqrt{\hat{p}(1 - \hat{p}) \left[\frac{1}{n_1} + \frac{1}{n_2} \right]}} = \frac{0.9 - 0.8788}{\sqrt{0.8837(0.1163) \left[\frac{1}{10} + \frac{1}{33} \right]}} = 0.1833$$

En prenant $\alpha = 0.05$, alors $z_{\alpha/2} = z_{0.025} = 1.96$. La règle d'acceptation de l'hypothèse H_0 étant $|z_0| < z_{\alpha/2}$, l'hypothèse est reçue; les deux populations étaient assez similaires pour être comparées. [53] Il y a toutefois un aspect à souligner ici, les échantillons utilisés étaient petits pour effectuer une étude statistique. Il serait préférable d'utiliser de plus gros échantillons lorsque viendra le moment de réellement qualifier le nouveau produit, avec son nouveau flux. Toutefois, le test exact de Fisher permet de voir qu'en plus d'être assez similaires pour être comparées, les populations avec et sans capot étaient indépendantes, c'est-à-dire que le fait d'avoir ou non un capot n'était pas significativement corrélé avec un ou l'autre des deux flux ($p > 0.05$) [53].

Tableau 4.23 : Matrice du test exact de Fisher

	Flux 2 (Y_1)	Flux F (Y_2)
Avec capot (X_1)	0	1
Sans capot (X_2)	3	1

La valeur de la probabilité unilatérale pour le test exact de Fisher présenté dans le Tableau 4.23 est de 0.4.

.

Chapitre 5 CONCLUSION

Le projet a permis de sélectionner un flux de trempage parmi trois candidats, préalablement passés sous analyse physico-chimique, et de développer une méthode de trempage optimale afin de permettre l'assemblage par thermocompression de pièces compatibles avec les étapes d'encapsulation subséquentes, incluant des tests de fiabilité, ce qui répond aux objectifs de la recherche. L'analyse physico-chimique a d'abord démontré qu'il était possible de bien définir un flux, ainsi que de prédire certains de ces comportements avant de bâtir la première pièce. La spectroscopie infrarouge permet de savoir s'il y a présence d'alcool et dans quelle mesure, prédisant ainsi la sensibilité du flux au vieillissement à l'air. L'analyse en profondeur de la viscosité est déterminante, il s'agit du test à privilégier. Elle permet de prédire le comportement d'un fluide et elle a permis ici de classer les flux. Le Flux 2 était newtonien, liquide et changeait sous la contrainte thermique à 92°C. Les deux autres flux, Flux 1 et Flux 3 étaient non newtoniens et se trouvaient donc sous la forme gel pour passer à la forme liquide sous une contrainte physique (0.002 Pa et 0.2 Pa, respectivement). Le fait d'avoir accès à un fluide newtonien comme le Flux 2 a permis la prédiction de l'approximation de la masse de flux retirée en trempage sur des billes de soudure de 29µm de diamètre par l'utilisation des équations des phénomènes visco-inertiels de Landau-Levich-Dejarguin. Toutefois, comme le flux était visqueux, retiré à une haute vitesse pour un régime capillaire et sensible à l'évaporation, les meilleures approximations de masse retirée ont été obtenues grâce à une analyse dimensionnelle des paramètres clés (masse, vitesse de retrait, viscosité et surface mouillée), avec un pourcentage d'écart de 12% avec les valeurs réelles mesurées pour une vitesse de retrait de 120 mm/min. Les différents flux ont été testés en assemblage et après l'ajustement des paramètres de trempage optimaux (vitesse de retrait de 120mm/min, temps de repos de 1 seconde, profondeur de trempage de 25µm), quelques ajustements du profil en thermocompression et l'optimisation du procédé de lavage, le Flux 2 a été choisi pour valider l'assemblage final en tests de fiabilité. Enfin, les tests de fiabilité n'ont connu aucun échec électrique relié au Flux 2 ou au Flux F (témoin). Le test de HAST fut un succès complet avec aucun échec électrique et le test de DTC a eu 12% de ces pièces (4/33) affectées par des délaminations mineures, causées par l'intégrité des pièces, autant pour le Flux 2 que pour le Flux F. Le Flux 3 testé uniquement en DTC a eu

une quantité importante de vides et de délaminations, confirmant que ces résidus n'étaient pas compatibles avec l'époxy de remplissage.

Les contributions originales de ces travaux sont : l'introduction d'un nouveau flux de trempage pour un nouveau procédé de trempage chez le partenaire industriel, incluant une méthode de caractérisation des flux de trempage, une méthode de prédiction du poids en trempage pour un fluide newtonien et une méthode de trempage optimisée et prouvée, prête à être amenée au prochain niveau de validation. Ces contributions sont originales, car c'est leurs absences chez le partenaire industriel qui justifiait ce projet.

Ce projet a répondu à beaucoup de questions, ainsi qu'à ces objectifs de recherche, mais le progrès ne s'arrête jamais et il ouvre la voie vers de nouvelles perspectives de recherche. Tout d'abord, l'état de l'art recommande une méthode de trempage sur plaque linéaire avec puits et réservoir plutôt que sur disque rotatif [18] et cette avenue reste à explorer pour le Flux 2, d'autant plus qu'il bénéficierait d'une application sans contact prolongé avec l'air vu sa sensibilité au vieillissement. Ensuite, les fluides non newtoniens n'ont pas été caractérisés à l'aide d'équations permettant leur approximation dans le projet, toutefois, il serait possible de caractériser plus précisément ces fluides en ayant accès à un rhéomètre à plaques de type *stress-controlled*. Enfin, les quantités de pièces assemblées pour le projet sont faibles pour penser introduire ce flux en production. Cependant, maintenant que les paramètres optimaux ont été établis, il serait possible de faire plus de tests afin de valider la robustesse en production de la méthode de trempage développée.

LISTE DES RÉFÉRENCES

- [1] G. Atwood, S. DeBoer, K. Prall, and L. Somerville, "A semiconductor memory development and manufacturing perspective," *ESSCIRC 2014 - 40th Eur. Solid State Circuits Conf.*, pp. 1–6, Sep. 2014.
- [2] L. Ammann, "The package interconnect selection quandary," 2003.
- [3] S. W. Yoon, D. W. Yang, J. H. Koo, M. Padmanathan, and F. Carson, "3D TSV Processes and its Assembly / Packaging Technology," *Packag. (Boston, Mass.)*, 2009.
- [4] 3D Incites, "SEMICON Taiwan ' s 3D Tech Forum: Were You There?," pp. 1–5, 2012.
- [5] IBM, "IBM Bromont intern resources." 2015.
- [6] B. K. Appelt, H. Chung, C. Chienfan, and R. Wang, "Fine pitch flip chip chip scale packaging," *Microelectron. Packag. Conf. (EMPC), 2011 18th Eur.*, pp. 1–4, 2011.
- [7] F. Roa, "Extending advanced interconnect technology to finer pitches with conventional mass reflow," *Proc. - Electron. Components Technol. Conf.*, vol. 2015-July, pp. 470–474, 2015.
- [8] D. Quéré, "Fluid Coating on a Fiber," *Annu. Rev. Fluid Mech.*, vol. 31, no. 1, pp. 347–384, 1999.
- [9] D. Qu, E. Ramé, and S. Garoff, "Dip-coated films of volatile liquids," *Phys. Fluids*, vol. 14, no. 3, p. 1154, 2002.
- [10] L. Cisneros-Zevallos and J. M. Krochta, "Dependence of Coating Thickness on Viscosity of Coating Solution Applied to Fruits and Vegetables by Dipping Method," *J. Food Sci.*, vol. 68, no. 2, pp. 503–510, 2003.
- [11] S. J. Adamson and S. Heveron-smith, "Jetting Dispensing of Fluxes for Flip Chip Attachment and Measurement Methods for Ensuring Consistent Flux Coatings," 2004. [Online]. Available: http://www.nordson.com/en-us/divisions/asymtek/Documents/Papers/2004_06_Jet_Dispensing_Fluxes_for_Flip_Chip_extended_abstract_imaps_NordsonASYMTEK.pdf.
- [12] W. W. Quinones, Horatio; Walters, "Avoiding the Flux-free Zone," *Adv. Packag.*, pp. 26–40, 2006.
- [13] R. N. Master, a. Dubey, M. Guardado, O. T. Ong, B. Donges, and F. Okada, "Novel jet fluxing application for advanced flip chip and BGA/CGA packages," *2000 Proceedings. 50th Electron. Components Technol. Conf. (Cat. No.00CH37070)*, pp. 1185–1188, 2000.
- [14] C. Lee, Wen-Hao; Lin, G. T.; Chang, David; Jiang, Jase; Chen, "Flux Study for Ultra Fine Pitch Flip Chip Packages," *4th Int. Microsystems, Packag. Assem. Circuit Technol. Conf.*, pp. 117–120, 2009.
- [15] S. P. Lim, J. Chou, M. Durham, A. Mackie, and I. Corporation, "Indium Corporation Tech Paper Flux Challenges in Flip-Chip Die-Attach," *Indium Corp. Tech Pap.*, pp. 1–7.
- [16] B. M. Durham, H. Jo, S. Lim, J. Chou, A. C. Mackie, and I. Corporation, "Ultra-low residue semiconductor-grade fluxes for Cu-pillar flip-chip assembly," pp. 21–26, 2015.
- [17] E. Klaver and S. P. Manager, "Controlled Package on Package placement." [Online]. Available: http://www.assembleon.com/images/User_data/Downloads/Whitepapers/Package-on-Package.pdf. [Accessed: 01-Jan-2014].
- [18] Z. Wei, J. Li, and H. Lei, "Study of a dipping method for flip-chip flux coating,"

- Microelectron. Reliab.*, vol. 54, no. 11, pp. 2479–2486, Nov. 2014.
- [19] V. Tuominen, Aulis; Ristolainen, Eero; Lehtinen, “Qualification of flip chip fluxes by wetting balance and surface insulation resistance tests,” *Solder. Surf. Mt. Technol.*, pp. 21–26, 1999.
 - [20] A. Mackie, “Solder Paste and Flux Dip Depth: II,” *Indium*, 2011. [Online]. Available: <http://blogs.indium.com/blog/smt-solder-paste/page/2>.
 - [21] A. a. Darhuber, S. M. Troian, J. M. Davis, S. M. Miller, and S. Wagner, “Selective dip-coating of chemically micropatterned surfaces,” *J. Appl. Phys.*, vol. 88, no. 9, p. 5119, 2000.
 - [22] A. Mackie, “Effect of Package and Die Size on Dipping and Pick-up,” *Indium*, 2014. [Online]. Available: <http://blogs.indium.com/blog/semiconductor-and-power-semi-assembly/effect-of-package-and-die-size-on-dipping-and-pick-up>.
 - [23] S. Erickson, “Precision Flux Deposition Techniques for Semiconductor Applications,” *IEEE/CPMT Int. Electron. Manuf. Technol. Symp.*, pp. 13–15, 2003.
 - [24] J. H. Snoeijer, J. Ziegler, B. Andreotti, M. Fermigier, and J. Eggers, “Thick films of viscous fluid coating a plate withdrawn from a liquid reservoir,” *Phys. Rev. Lett.*, vol. 100, no. JUNE, pp. 8–11, 2008.
 - [25] A. Filali, L. Khezzar, and E. Mitsoulis, “Some experiences with the numerical simulation of Newtonian and Bingham fluids in dip coating,” *Comput. Fluids*, vol. 82, pp. 110–121, 2013.
 - [26] O. Bin Yusuf, “Improved Non-Linear Solution of Dip Coating Flow,” no. August, 2012.
 - [27] M. Faustini, B. Louis, P. a Albouy, M. Kuemmel, and D. Grosso, “Preparation of Sol - Gel Films by Dip-Coating in Extreme Conditions,” *J. Phys. Chem. C*, vol. 114, no. 17, pp. 7637–7645, 2010.
 - [28] D. Huilier, “Analyse Dimensionnelle et similitude,” *Chapitre 6 Notes cours Polytech.*, no. 1, pp. 1–5, 2014.
 - [29] T. Shiratori, Y. Tasaka, and Y. Murai, “Rapid rheological characterization of a viscoelastic fluid based on spatiotemporal flow velocimetry,” *Exp. Therm. Fluid Sci.*, vol. 71, pp. 1–13, 2016.
 - [30] Rheosense, “Viscosity of Newtonian and non-Newtonian Fluids,” 2015. [Online]. Available: <http://www.rheosense.com/applications/viscosity/newtonian-non-newtonian>.
 - [31] Y. Wei, Y. Lin, R. Xie, Y. Xu, J. Yao, and J. Zhang, “The flow behavior, thixotropy and dynamical viscoelasticity of fenugreek gum,” *J. Food Eng.*, vol. 166, pp. 21–28, 2015.
 - [32] R. Durairaj, S. Mallik, A. Seman, A. Marks, and N. N. Ekere, “Rheological characterisation of solder pastes and isotropic conductive adhesives used for flip-chip assembly,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 209, no. 8, pp. 3923–3930, 2009.
 - [33] A. Kayacier, F. Yüksel, and S. Karaman, “Dynamic Mechanical Spectra of Selected Turkish Honeys: Construction of Predictive Models for Complex Viscosity Using Two Different Nonlinear Modeling Techniques,” *Int. J. Food Prop.*, vol. 17, no. 1, pp. 93–110, 2014.
 - [34] P. N. Houston, D. F. Baldwin, and W. M. Tsai, “Flux-underfill compatibility and failure mode analysis in high yield flip chip processing,” *27th Annu. IEEE/SEMI Int. Electron. Manuf. Technol. Symp.*, pp. 78–84, 2002.
 - [35] T. Yamashita and T. Jiang, “Flux/underfill compatibility study for flip-chip manufacturing,” *Proc. Int. Symp. Adv. Packag. Mater. Process. Prop. Interfaces (IEEE*

- Cat. No. 01TH8562*), pp. 37–41, 2001.
- [36] B. Schmaltz, “Packaging Materials for 2.5/3D Technology,” *15th Int. Symp. Exhib. Adv. Packag. Mater. (APM 2013)*, vol. 2, no. Paper 8, pp. 93–101, 2013.
 - [37] Y. Jung, M. Lee, S. Park, D. Ryu, Y. Jung, C. Hwang, C. Lee, S. Park, M. Jimarez, and M. M. J. Lee, “Development of Large Die Fine Pitch Flip Chip BGA using TCNCP Technology,” *62nd Electron. Components Technol. Conf.*, no. 3, pp. 439–443, 2012.
 - [38] T. Takeda, Kota; Koshi, Takao; Arai, Kenkichi; Machida, Yoshihiro; Oi, Kiyoshi; Tamadate, Yuka; Sohara, Tsuyoshi; Araki, Yasushi; Ozawa, “Development of a Novel Thermal Compression Flip Chip Bonding with Post-applied liquid underfill,” *CPMT Symp. Japan (Formerly VLSI Packag. Work. Japan)*, 2012.
 - [39] K. Honda, A. Nagai, M. Satou, S. Hagiwara, S. Tuchida, and H. Abe, “NCF for pre-applied process in higher density electronic package including 3D-package,” *2012 IEEE 62nd Electron. Components Technol. Conf.*, pp. 385–392, May 2012.
 - [40] T. Nonaka, S. Niizeki, N. Asahi, and K. Fujimaru, “Low Temperature Touch Down and Suppressing Filler Trapping Bonding Process with a Wafer Level Pre-applied Underfilling Film Adhesive CoC bonding,” *62nd Electron. Components Technol. Conf.*, pp. 444–449, 2012.
 - [41] Y. Choi, J. Shin, Y. S. Kim, K. Suk, I. Kim, and K. Paik, “A Study on the Fine Pitch Chip Interconnection Using Cu / SnAg Bumps and B-stage Non-conductive Films (NCFs) for 3D-TSV Vertical Interconnection,” *64th Electron. Components Technol. Conf.*, pp. 1661–1666, 2014.
 - [42] C. Davoine, M. Fendler, F. Marion, C. Louis, and R. Fortunier, “Low temperature fluxless flip chip technology for fine pitch bonding,” *Proc. - Electron. Components Technol. Conf.*, vol. 2006, pp. 24–28, 2006.
 - [43] T. K. Lee, S. Zhang, C. C. Wong, and A. C. Tan, “Assessment of fluxless solid liquid interdiffusion bonding by compressive force of Au-PbSn and Au-SAC for flip chip packaging,” *IEEE Trans. Adv. Packag.*, vol. 32, no. 1, pp. 116–122, 2009.
 - [44] H. Matsuki, H. Matsui, E. Watanabe, and F. D. Div, “Fluxless bump reflow using carboxylic acid,” *Int. Symp. Adv. Packag. Mater.*, pp. 135–139, 2001.
 - [45] Y.-S. L. Y.-S. Lin, C.-H. S. C.-H. Shih, and W. C. W. Chang, “Fluxless reflow of eutectic solder bump using formic acid,” *Integr. Circuits, ISIC '09. Proc. 2009 12th Int. Symp.*, pp. 514–517, 2009.
 - [46] N. Normand, “Request: Water soluble flux for fine pitch application, Organic packages Flux manufacturability,” 2003.
 - [47] R. Durairaj, S. Mallik, A. Seman, A. Marks, and N. N. Ekere, “Viscoelastic properties of solder pastes and isotropic conductive adhesives used for flip-chip assembly,” pp. 1–8, 2008.
 - [48] D. Gennet, “Introduction à la spectroscopie Infrarouge (I.R.),” *Lab. Synth. Org. - Ec. Polytech.*
 - [49] S. L. Goren, “The instability of an annular thread of fluid,” *J. Fluid Mech.*, vol. 12, no. 02, pp. 309–319, 1962.
 - [50] M. N. Gitlitz and M. K. Moran, “Tin compounds,” *KIRK-OTTMER ENCYCLOPEDIA OF CHEMICAL TECHNOLOGY*, vol. 14, 2006.
 - [51] B. Maisonneuve, “Amine oxides,” *KIRK-OTTMER ENCYCLOPEDIA OF CHEMICAL TECHNOLOGY*, vol. 2, 2006.
 - [52] A. Genovese, F. Fontana, M. Cesana, S. Miliani, E. Pirovano, and C. Italia, “Solder Extrusions and Underfill Delaminations : a remarkable Flip Chip Qualification

- Experience,” *IMAPS*, vol. 24, no. 1, pp. 53–60, 2001.
- [53] W. W. Hines, D. C. Montgomery, D. M. Goldsman, and C. M. Borror, *Probabilités et statistiques pour ingénieurs*, 2e ed. Montréal, 2012.